大连理工大学本科毕业论文

铅芯弹高速冲击钢靶仿真研究

Numerical Simulation of Lead Core Projectile Impacting Steel Target at High Velocity

学 院（系）： 机械工程学院

专　　　业： 机械设计制造及其自动化创新实验班

学 生 姓 名： 王积锐

学　　　号： 201962002

指 导 教 师： 薄其乐

评 阅 教 师： 戴明华

完 成 日 期： 2023 年 7 月 10 日

大连理工大学

Dalian University of Technology

原创性声明

本人郑重声明：本人所呈交的毕业论文（设计），是在指导老师的指导下独立进行研究所取得的成果。毕业论文（设计）中凡引用他人已经发表或未发表的成果、数据、观点等，均已明确注明出处。除文中已经注明引用的内容外，不包含任何其他个人或集体已经发表或撰写过的科研成果。对本文的研究成果做出重要贡献的个人和集体，均已在文中以明确方式标明。

本声明的法律责任由本人承担。

作者签名：王秋悦　　　　日　期：2023 年 7 月 10 日

关于使用授权的声明

本人在指导老师指导下所完成的毕业论文（设计）及相关的资料（包括图纸、试验记录、原始数据、实物照片、图片、录音带、设计手稿等），知识产权归属大连理工大学。本人完全了解大连理工大学有关保存、使用毕业论文（设计）的规定，本人授权大连理工大学可以将本毕业论文（设计）的全部或部分内容编入有关数据库进行检索，可以采用任何复制手段保存和汇编本毕业论文（设计）。如果发表相关成果，一定征得指导教师同意，且第一署名单位为大连理工大学。本人离校后使用毕业毕业论文（设计）或与该论文直接相关的学术论文或成果时，第一署名单位仍然为大连理工大学。

论文作者签名：王秋悦　　日　期：2023 年 7 月 10 日

指导老师签名：薄其乐　　日　期：2023 年 7 月 10 日

摘　　要

高速侵彻数值模拟研究通常采用拉格朗日有限元法。铅芯步枪弹冲击钢靶的过程属于典型大变形、高应变率问题，传统拉格朗日法对其仿真效果不佳。为寻找一个适当的仿真方法，本文采用拉格朗日有限元法（FEM）、无网格伽辽金法（EFG）和光滑粒子流体动力学（SPH）方法模拟 5.56 mm M193 步枪弹侵彻钢板过程，研究单元类型与仿真算法对模拟精度的影响，分析铅芯弹穿甲过程和原理，并与实验结果比较。结果表明，SPH 法在模拟铅芯弹高速冲击问题中具有最高的仿真精度、稳定性和效率，可准确复现实验中靶板的变形、侵蚀、冲塞过程。高速铅芯弹对钢靶的破坏主要分为半流体侵彻、背表面损伤、剪切冲塞三部分：400 HBW 及以下的中低硬度装甲钢以前两者为主，400 HBW 靶由于拉伸塑性较低而易发生背面崩落；500 HBW 及以上的高硬度装甲钢以后者为主，界面击溃发生于 500~600 HBW 间。提出基于 Rosenberg 半流体侵彻理论和 Recht 剪切冲塞理论的铅芯弹穿甲模型，受限于模型本身的不准确性和弹体几何的复杂性，仅能定性描述穿甲原理，以及初步预测铅芯弹对靶板的破坏模式。

关键词：光滑粒子流体动力学；有限元仿真；高速冲击；半流体侵彻

Numerical Simulation of Lead Core Projectile Impacting Steel Target at High Velocity

Abstract

Numerical simulation of high-velocity penetration is usually carried out by Lagrangian finite element method. The process of lead-core full metal jacket bullet impacting steel target belongs to a typical large deformation and high strain rate problem, and the traditional Lagrangian method has poor simulation effect on it. In order to find a suitable simulation method, this paper adopts Lagrangian finite element method (FEM), element-free Galerkin (EFG) and smoothed particle hydrodynamics (SPH) to simulate the process of 5.56 mm M193 penetrating steel target, studies the influence of element form and simulation algorithm on the accuracy, analyses the penetration process and principle of lead-core bullet, and compares with the experimental results. Results show that SPH has the best accuracy, stability and efficiency in simulating the high-velocity impact problem of lead-core bullet, and can accurately reproduce the deformation, erosion and plugging process of the target plate in experiment. The damage of steel target by high-velocity lead-core bullet can be divided into three parts: semi-fluid penetration, back-surface chipping and shear plugging. The former two are dominant for medium and low hardness armour steel of 400 HBW and below, and the back-surface chipping is easy to occur in the target of 400 HBW due to its low tensile plasticity; while the latter is dominant for high hardness armour steel. A penetration model of lead-core bullet based on Rosenberg semi-fluid penetration theory and Recht shear plugging theory is proposed. Limited by the inaccuracy of the model itself and the complexity of the projectile geometry, it can only describe the penetration principle qualitatively and predict the damage pattern of lead-core bullets on the target plate preliminarily.

Key Words：Smoothed Particle Hydrodynamics；Finite Element Method；High-velocity Impact; Semi-fluid penetration

目　录

引　言

铅芯—铜被弹（Lead-core Full Metal Jacket）是最典型的一种步枪弹结构，其起源可追溯至 19 世纪末期的瑞士的施密特—鲁宾步枪，旨在提高枪弹整体强度以减少在内弹道过程中的弹体变形和枪管磨损。随着单兵及轻型车辆防护技术的发展，FMJ 穿甲威力弱的劣势愈发明显，故正逐渐被钢芯弹替代[1]。然而，由于具有杀伤力强[1][2]、射击精度高[3]的优点，时至今日，FMJ 结构仍被广泛应用于下至小口径步枪、上至高射机枪的各类步/机枪弹中。除此以外，铅芯弹穿甲性能较钢—铅芯组合的半穿甲弹稳定[4]，因此也被大量用于评估轻型装甲的抗弹能力[5]。

要对目标造成有效破坏，枪弹必须具有足够的威力以击穿相应的防护装备。铅芯弹的主要杀伤对象为装备有防弹衣等的有生目标，其防护设备材料通常为钢、纤维和陶瓷。早期单兵防护设备通常由高强度钢板冲压而成，厚度一般在 2 mm 以下，仅能有效阻挡手枪弹。随着成分设计、冶炼工艺和热处理工艺的不断发展，高性能装甲钢不断涌现。从中低强度向高硬度、超高硬度、高强度和高韧性发展[6]。当代装甲钢依硬度分为均质轧制装甲（Rolled Homogeneous Armour）、高硬度装甲钢（High-Hardness Armour）和超高硬度装甲钢（Ultra-High-Hardness Armour）三类。RHA 硬度在 400 HBW 以下，在保证综合抗弹能力的同时兼具良好的焊接、冷弯和切割性能，主要用于制造几何形状复杂且厚度较大的坦克装甲[7]；HHA 硬度约为 500 HBW，兼顾硬度和韧性，广泛用于制造各类单兵防护设备（如防弹衣）[8]和坦克、装甲车等的复合装甲；UHHA 硬度在 600 HBW 以上，多用于轻型装甲车的披挂装甲。为综合体现铅芯弹对各类目标的穿透能力，本文所用靶板硬度在 300~600 HBW 间，覆盖现代装甲钢的主要硬度范围。

目前枪弹穿甲研究以高硬度钢芯的穿甲弹为主，对铅芯弹的探讨相对较少，且多局限于实验。Kılıç 等[9]通过实验与数值模拟研究了 7.62 mm 钢芯穿甲弹对高强度钢靶的侵彻过程，发现 SPH 模拟的靶板对弹体的阻力较 FEM 法偏低，但能更好地表现崩落和碎片飞溅过程。然而 SPH 存在多种算法，以 LS-DYNA 为例，其可选近似方法总计多达 16 种，而原文仅使用默认方法，未做进一步探究。李勇[10]通过数值模拟研究 14.5 mm 钨合金穿甲弹对钢靶的侵彻过程，发现当使用对称边界时，FEM、SPH、SPH-FEM 耦合三种方法计算结果相差很小，均能准确复现延性穿甲产生的花瓣形翻唇；SPH 的计算耗时高于 FEM。Børvik 等[11]研究了 7.62 mm 铅芯弹和钢芯弹对五种高强度钢的侵彻过程，发现单层和无间隙的双层靶具有相同的抗弹性能，而有间隙的双层靶劣于前两者；二维轴对称的 FEM 和多物质 ALE 都不能可靠地模拟铅芯弹的侵彻过程。Magier 等[12]使用单物质 ALE-FEM 耦合法模拟 7.92 mm DS 反坦克步枪弹对早期装甲钢的侵彻过程，

与历史数据对照具有良好的精度；并发现高速下铅芯与靶板会相互侵蚀，铅芯与被甲的碎片沿孔壁反向流动，过程类似于高速长杆弹的半流体侵彻。Coghe 等[13]通过实验获得了 5.56 mm M193 铅芯步枪弹在不同速度下对 6.5 mm Secure 500 的毁伤形貌，发现铅芯弹在高速下对高硬度装甲钢的破坏模式以剪切冲塞为主，表面仅发生少量侵蚀，且穿甲能力较前钢芯、后铅芯的 SS109 更优秀；Sherrill 等[14]通过实验发现较低速度下两种枪弹表现与高速下相反，且铅芯弹对陶瓷—纤维复合装甲穿甲效能显著劣于半钢芯弹。Binar 等[15]通过实验获得了 M193 对 6 mm Armox 600 超高硬度装甲钢的弹道极限速度。Siriphala 等[16]通过实验获得了 M193 对 7 mm Armox 600 的毁伤形貌，并发现 FEM 无法准确模拟侵彻过程。可见，对铅芯弹高速穿甲的研究仍处于初步阶段，不同速度、不同靶板强度仿真与实验所得结论有很大差别，暂不存在统一、广泛适用的理论模型。

在基于拉格朗日坐标的有限元方法（finite element method）中，计算网格的每个节点在其运动过程中跟随指定的粒子，因此外表面和接触面很容易被追踪。由于标准有限元方法的接触算法能可靠定义，且计算较为快速，因此是研究侵彻问题的主要数值模拟工具。尽管具有以上优点，拉格朗日有限元法对大变形、大失效工况——如本文研究的高速铅芯弹冲击问题——处理不佳[11][12]。若网格发生严重扭曲、变形，则可能导致剪切锁定[17]；或由于单元自身节点与面相互穿透而引发负体积错误，进而使单元在发生物理失效前先数值失效，以致抗弹性能异常偏低。此外，由于网格法必须删除失效单元，整个计算过程中质量和动量不守恒，故不适用于对弹靶惯性敏感的高速冲击问题[18]；且由于接触界面的不断变化而引发非真实的接触力振荡[19]，进而可能导致弹靶过度侵蚀。此外，对于高速侵彻问题，FEM 还存在部件间接触穿透[20]和接触力偏低[21]的问题。无网格伽辽金方法（Element-Free Gelarkin）部分摆脱了对网格的依赖。由于节点间不存在连接，避免了单元扭曲问题，较 FEM 显著提升了计算稳定性。然而尽管 EFG 被归类为无网格方法，但依赖背景网格以进行数值积分，因此仍存在由网格/单元删除引发的质量不守恒等问题。与其它无网格方法类似，EFG 需要对边界条件进行特殊处理[22]，其中由于与标准拉格朗日有限元法的相似性，FEM-EFG 耦合被认为是一种有效的方法。

除拉格朗日坐标外，欧拉坐标类方法由于对大变形的优秀适应性也在数值仿真中受到广泛应用。目前在高速侵彻问题中主要应用的是任意拉格朗日—欧拉方法（Arbitrary Lagrange-Euler）。但 ALE 法的材料边界不清晰，对强度模拟也不准确[23]，因此仅适用于强度较小且大变形的枪弹，而不可用于模拟高强度、小变形的靶板，故必须使用流固耦合（Fluid-Solid Interaction）以模拟两类材料的交互。然而，所有 ALE 方法——包括单物质 ALE、多物质 ALE 和结构化 ALE——在与固体单元耦合时均存在流体泄露问题，必须依经验设置参数才可确保稳定[24]，无法被用于工况复杂多变的大规模分析。此外，

由于 ALE 是 Euler 方法的一种变体，其单元和节点在整个模拟过程中固定、材料在共节点的单元间流动，而非如拉格朗日类方法一般网格和材料协同运动，无法直接由节点准确描述部件的形状。

光滑粒子流体动力学法（Smooth Particle Hydrodynamics）是一种拉格朗日无网格方法。通过一组插值粒子离散系统体积，每个粒子携带着计算场和内在数据的离散值，并在控制方程的规律下移动。SPH 作为一种完全的无网格方法，能从根本上避免网格扭曲带来的一系列问题；同时，由于采用 Lagrange 坐标，也不存在 Euler 类方法难定位的缺点。因此，从以上来看，SPH 是一种适用于模拟铅芯弹冲击钢靶的方法。然而，更广泛的研究表明，SPH 同样存在根本性缺陷，在高速冲击中主要表现为应力不稳定和粒子异常穿透。应力不稳定性的根本原因在于应力状态与核函数的不匹配：负压状态下粒子间产生随着粒子间距的减小而增大的引力，导致拉伸不稳定性；正压状态下粒子间产生随着粒子间距的减小而先增大后减小的斥力，导致压缩不稳定性。杨秀峰等[25]改进了传统 SPH 方法的核函数和离散格式，从原理上消除了此问题，并具有理论上的普适性。然而，其改进方案目前尚未经过工程验证，暂无法确定是否存在其它方面的缺陷。Xu 等[26]在 LS-DYNA 的基础上开发了自适应、重归一化和 Lagrange 近似方法，在配合四阶样条核函数时，三者均能较好地抑制了拉伸不稳定的问题。Lagrange 近似法仅可被用于求解小变形问题；自适应核函数需搭配使用椭圆支撑域，其计算稳定性不及传统球形支撑域，在发生大量失效时此缺陷尤为明显；重归一化近似广泛适用于绝大多数固体问题，但对拉伸不稳定的抑制效果不及前两种方法。Liu 等[27]使用重归一化近似方法模拟了有限厚和半无限混凝土靶受尖头弹侵彻的过程，准确复现了实验中靶板正面变形与靶后碎片云的形貌。Bojanowski 等[21]研究长杆弹侵彻土壤的过程，发现 SPH 和多物质 ALE 均能获得准确的模仿真结果，其中 SPH 能与 FEM 良好耦合和接触，并且对网格密度和时间步长不敏感。然而，以上对 SPH 的应用研究多局限于刚体侵彻，弹体使用无变形和失效的 FEM 网格，其结论未必完全适用于接触面两侧均存在大量失效的高速半流体侵彻。

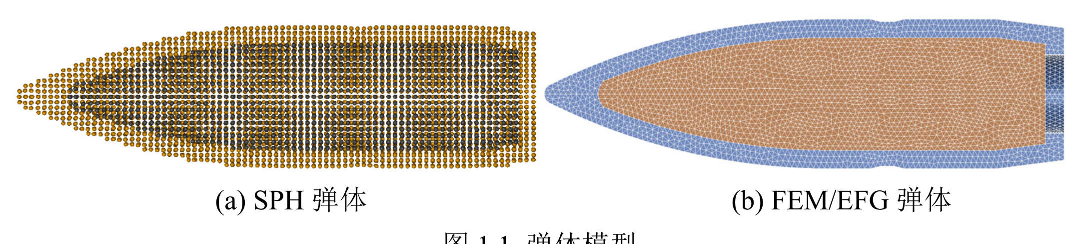
综上所述，铅芯弹高速冲击/问题在理论和仿真上均不成熟。本文利用 LS-DYNA 实现 FEM、EFG、SPH 三种方法模拟 5.56×45 mm M193 步枪弹冲击钢靶的过程，探究单元算法与参数设置对仿真精度的影响，基于以上所得模型研究铅芯弹侵彻不同强度钢靶板的过程，参考半流体侵彻理论和仿真结果提出铅芯弹穿甲公式，为揭示铅芯弹穿甲机理和针对性防护设计优化提供一定借鉴思路。

1　数值模型建立

1.1　有限元模型

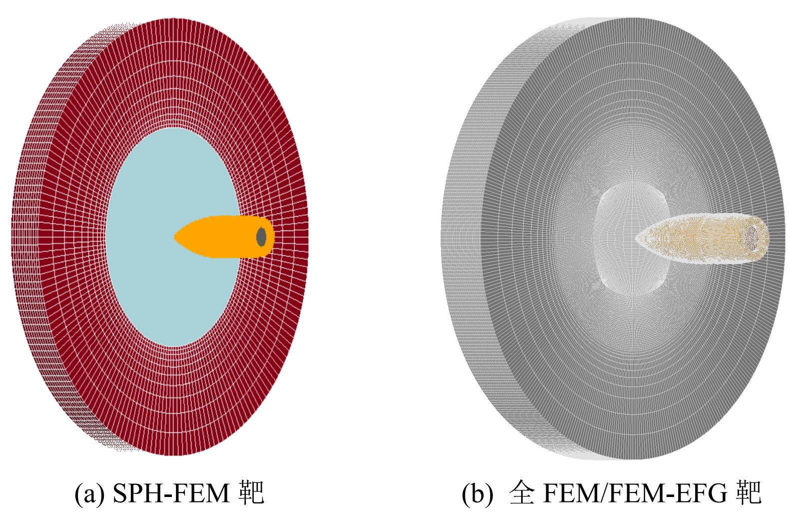
由于 SPH 方法对边界处理不佳，且计算耗时远高于传统网格法[21]，因此本文中所有 SPH 模型实际均为 SPH-FEM 耦合模型，仅大变形、大失效的弹体及靶板中心区采用 SPH 粒子单元；变形相对较小，且需设固定边界约束的靶板外周部分采用六面体 FEM 单元。EFG 及 FEM 弹体采用四面体以准确描述其较复杂的几何外形和避免负体积错误，靶板整体采用六面体单元以提高计算精度。所有模型靶板中心区及弹体原始网格边长均为 0.25 mm，靶板外周网格由内向外逐渐稀疏，最大边长不超过 5 mm。SPH 部件间使用粒子近似方法自动识别接触（CONT=0），无需额外定义；SPH 靶板核心区 SPH 粒子与外周区六面体单元设置固连点面接触（CONTACT TIED NODES TO SURFACE），其中中心区为从节点，外周区为主面。FEM、EFG 将弹、靶全体部件设为一部件集（SET PART LIST），定义侵蚀单面接触（CONTACT ERODING SINGLE SURFACE），此接触方法会自动识别所有接触面，避免碎片与母体相互穿透。此外，设置内接触（CONTACT INTERIOR）以抑制网格内穿透。接触搜索深度 DEPTH 设置为 5，面—面与边—边穿透在计算时均被检查。其余参数保持默认。

SPH 粒子近似方法采用重整化近似（FORM=1），此方法适用于大多数固体问题；核函数设为四阶样条曲线（SPHKERN=1），光滑长度（CSLH）初设为 1.3，此组合能较好地抑制拉伸不稳定问题，避免 SPH 靶板核心区在与 FEM 外周区固连的边界发生剪切数值失效。FEM 六面体单元均选择八节点常应力单元（ELFORM=1），此单元较全积分单元（ELFORM=2、-1、-2）能更好地避免因负体积而导致的数值失效，但因是缩减积分而存在沙漏问题，故在沙漏控制（CONTROL HOURGLASS）中设置体积精确的 Flanagan-Belytschko 刚性沙漏控制（IHQ=5）。EFG 单元均选择标准无网格实体函数（ELFORM=41），核函数的归一化扩张参数（DX、DY、DZ）均设为 1.05，边界处理方法在两组模型中分别选择 FEM-EFG 耦合法（IEBT=3）与快速转换法（IEBT=4），其中前者在边界处理上较可靠，后者具有最优的计算效率和稳定性，分别记为 EFG3、EFG4；领域积分方法选择改进的高斯积分（IDIM=3）。



(a) SPH 弹体　　　(b) FEM/EFG 弹体

图 1.1 弹体模型



(a) SPH-FEM 靶　　(b) 全 FEM/FEM-EFG 靶

图 1.2 靶板模型

1.2 材料模型

弹头及靶板材料均 Johnson-Cook 本构模型和 Gruneisen 状态方程。Johnson-Cook 模型广泛应用于机械加工、爆炸与高速冲击领域，综合考虑了材料的应变强化效应和应变率与温度对强度与塑性的影响。其中应力—应变关系的展开形式为：

$$\sigma_{eq} = (A + B\varepsilon_{eq}^{n})(1 + C\ln\frac{\varepsilon^{*}}{\varepsilon_{0}^{*}})[1 - (\frac{T - T_{r}}{T_{m} - T_{r}})^{m}] \tag{1.1}$$

式中：A、B、n、C、m 均为材料参数，由实验确定。A 为准静态下屈服应力；B 为应变硬化常数，n 为应变硬化指数；C 为应变率硬化系数；m 为温度软化指数。σ_{eq}、ε_{eq} 分别为等效应力和应变；ε^{*}、ε_{0}^{*} 分别为实时和参考应变率；T、T_r、T_m 分别为实时、参考和熔化温度，T_r 取室温 22 ℃，各种钢熔点统一取 1537.9 ℃。

失效应变 ε_f 由式(1.2)确定：

$$\varepsilon_{f} = (D_{1} + D_{2}\exp D_{3}\sigma^{*})(1 + D_{4}\ln\frac{\varepsilon^{*}}{\varepsilon_{0}^{*}})(1 + D_{5}\frac{T - T_{r}}{T_{m} - T_{r}}) \tag{1.2}$$

式中：D_1~ D_5 为材料参数，由实验确定。$\sigma^* = \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}$ 为应力三轴度，其中 σ_H 为静水压力。

当损伤变量 D 达到 1 时单元发生失效，其计算方法为：

$$D = \sum\frac{\Delta\varepsilon_{eq}}{\varepsilon_{f}} \tag{1.3}$$

表 1.1 Johnson-Cook 强度模型主要参数

材料	A/MPa	B/MPa	n	C	m
CuZn30[28]	111.7	504.7	0.42	0.009	1.68
铅[29]	1	63	0.163	0.41	1
4340[30][31]	719	456	0.093	0.008	1.03
Mars 190[32]	1193	500	0.676	0.00435	1.17
Armox 500[33]	1470	702	0.199	0.00549	0.811
Armox 600[34]	1580	958	0.175	0.00877	0.712

表 1.2 Johnson-Cook 失效模型主要参数

材料	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
CuZn30[28]	0	2.65	−0.62	0.28	0
铅[29]	0	0	0	0	0
4340[30][31]	−0.8	2.1	−0.5	0.002	0.61
Mars 190[32]	0.21	7.2	−5.44	0	0
Armox 500[33]	0.068	5.382	−2.554	0	0
Armox 600[34]	−0.4	1.5	−0.5	0	0

1.3　仿真可靠性验证

实验表明，6 mm Armox 600 钢板可保证阻挡 937 m/s 的 M193[5]，弹道极限速度（V_{50}）约为 990 m/s[15]。由于 Armox 600 钢板存在 0.0/+0.6 mm 制造公差[35]，故可认为当子弹速度为 990 m/s、靶板厚为 6.0 mm 时能恰好击穿，剩余速度、动能接近于 0。采用 FEM、EFG3、EFG4、SPH 四种方法模拟以上两种速度工况，残余质量（m_r）、速度（V_r）、动能（E_{kr}）、开坑深度 D_p 与最大直径 $D_{\max}$ 如表 1.3 所示。其中 SPH 法穿出体由靶板与弹体的碎片组成，两部分粒子的速度差异很大。由于穿出体以塞块为主，故速度由其顶部上随机 4 节点轴向速度取平均值近似求得。因仅有少量弹体穿出，而反向、径向飞散的弹体碎片也具有一定动能，若统计在内会产生很大误差。因此残余动能以靶体动能近似估计。考虑到靶体的整体运动，E_{kr} 实际值应当低于近似结果。残余质量以残余动能与速度估算。SPH 方法所得靶板抗弹能力最低，击穿、阻挡情况与实验相同[15]，毁伤形貌与实验结果最接近[16]：靶板受冲塞穿孔破坏，冲击面仅受轻微侵蚀。FEM 法所得击穿、阻挡情况与实验结果相同，毁伤形貌与实验结果相差很大：靶板受明显侵蚀，形成锥形凹坑，凹坑底部发生延性穿孔。两种 EFG 法所得靶板抗弹能力最高，击穿、阻挡

情况与实验结果不一致，毁伤形貌与实验结果相差较大大：靶板受明显侵蚀，EFG3 形成半柱形—半锥形凹坑，EFG4 形成柱形凹坑。

表 1.3 四种仿真方法比较

仿真方法	v_0/m s^{-1}	m_r/g	v_r/m s^{-1}	E_{kr}/J	D_p/mm	D_{max}/mm
FEM	937	未击穿，靶板背面无损伤			7.1	7.5
FEM	990	0.04	241	2.51	击穿	7.3
EFG3	937	未击穿，靶板背面无损伤			4.1	7.0
EFG3	990	未击穿，靶板背面开裂			6.1	6.8
EFG4	937	未击穿，靶板背面无损伤			2.8	7.9
EFG4	990	未击穿，靶板背面无损伤			4.1	7.8
SPH	937	未击穿，靶板背面无损伤			3.1	11.3
SPH	990	7.0	186	121	击穿	9.6

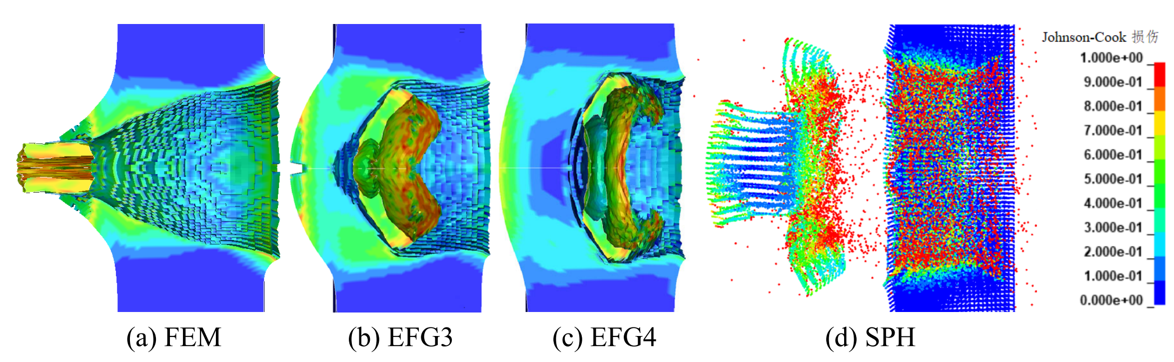


图 1.3 990 m/s M193 侵彻 6 mm Armox 600 终时刻弹靶 Johnson-Cook 损伤

对比四种仿真模型在 990 m/s 时靶板毁伤形貌与实验参考，可见以 Armox 600 为代表的超高硬度装甲钢在受铅芯弹冲击时，靶板损伤分为挤压侵蚀和剪切冲塞两部分，实验和 SPH 以剪切冲塞为主。SPH 粒子在达到物理失效后应力被归零并失去体积响应，但仍存在于积分域中，且保持与未失效粒子的接触。失效粒子在残余弹体与靶板间形成了一层无应力、几乎无厚度的缓冲层，避免了因单元删除而产生的非真实空隙，单元应力不会因接触的突然断开和恢复而振荡。SPH 粒子间的自动接触较网格单元间的接触更平滑，接触面上压力更均匀，减少因非真实集中应力导致异常失效。以上两点使 SPH 靶受挤压侵蚀更少。FEM 及 EFG 法计算受限于网格，失效单元在仿真过程中被删除，因而不存在无应力缓冲层，靶板的抗挤压侵蚀能力劣于实际情况。与以压缩破坏为主的长杆弹侵彻土壤[21]类似，EFG 靶抗压优于 FEM，其中 EFG3 由于单元行为类似于 FEM，其挤压破坏程度也介于 FEM 与 EFG4 之间。

从图 1.4 阻力变化过程可以看出，与前文对靶板侵蚀分析类似，SPH 粒子失效前后速度和动量不变[36]，始终保持对靶板的冲击，因此铅芯和整个弹体所受阻力均明显高于 FEM 和 EFG。在冲击面直径与其它方法相差不大的前提下，SPH 靶的环形剪切面分配到更大的剪应力。由于侵彻过程中弹体截面积和靶板剩余厚度均会不断变化，无法直接确定其每个时刻的具体值，故表 1.4 取阻力峰值时刻近似作为最大剪应力时刻分析，其中 F_r 为最大阻力，D_t 为实时接触面直径，t 为靶板剩余厚度，τ 为实时理论剪应力。

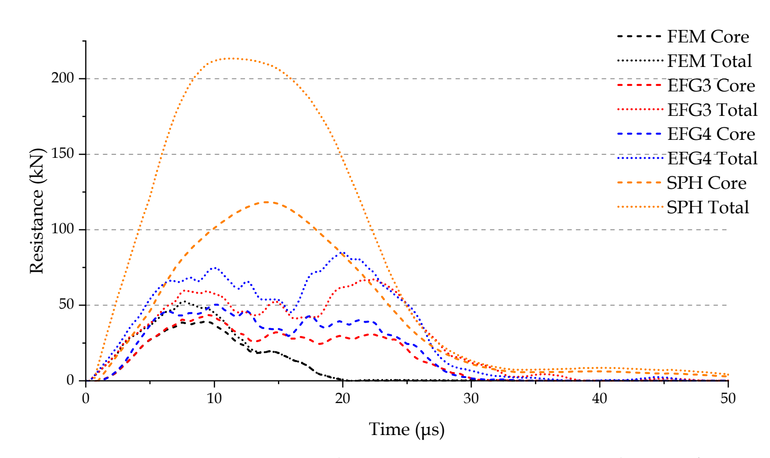
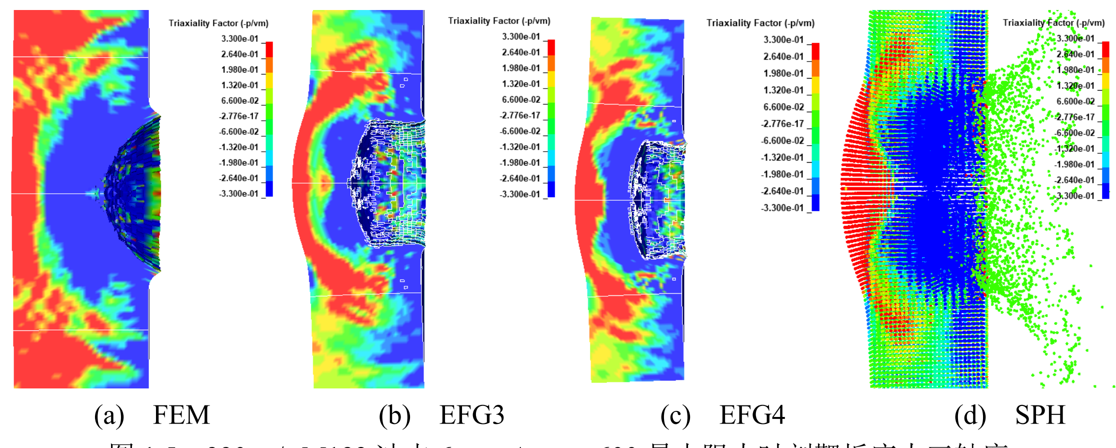


图 1.4　990 m/s M193 侵彻 6 mm Armox 600 过程阻力

表 1.4　990 m/s 侵彻仿真中的冲塞剪切面

仿真方法	F_r/kN	D_t/mm	t/mm	τ/MPa
FEM	55	6.8	5.2	495
EFG3	71	7.4	3.7	825
EFG4	85	7.6	4.1	868
SPH	209	8.6	4.9	1579

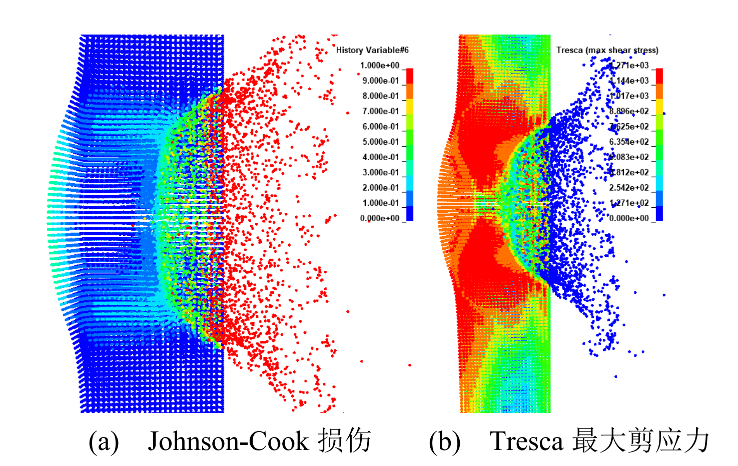
根据 Johnson-Cook 模型，在常温准静态条件下，Armox 600 的抗剪强度为 1227 MPa，FEM、EFG3、EFG4 所得最大理论剪应力均显著低于此值，故不发生剪切破坏；SPH 的最大理论剪应力高于此值，剪切面撕裂并形成近似柱形塞块。理论分析与图 1.3 中的仿真结果相比可见，EFG3、EFG4 和 SPH 所得的剪切面均不是假设的规则圆柱面，而是受背表面弯曲产生的拉应力与正表面冲击产生的压应力共同影响、直径先增大后减小的双锥组合面，其挤压端直径略大于弹坑直径。但从图 1.6 (a)中的 Johnson-Cook 损伤和图 1.3 (d)的最终冲塞孔来看，综合应力与应力三轴度的影响，实际受破坏的仍是与理论假设尺寸、形状均相近的圆柱面。FEM 法挤压面侵蚀严重，呈近似半球形，受压区沿径向扩张明显，因此剪切面仅有锥形部分。



(a) FEM (b) EFG3 (c) EFG4 (d) SPH

图 1.5 990 m/s M193 冲击 6 mm Armox 600 最大阻力时刻靶板应力三轴度

高速冲击下靶板受应变率强化和温度软化效应影响，实际抗剪应力随之增减。以与实验结果最接近的 SPH 法为例（图 1.6 (b)），剪切面上的 Tresca 应力约为 1271 MPa，表明应变率强化影响略大，但与准静态—常温值相比增幅很小，初步分析时仍可用后者近似估算。虽然理论最大剪应力可用于粗略判断是否发生冲塞，但由于剪切破坏并非仅与强度有关的瞬间过程，因此分析准确性较差。此外，FEM 和 EFG 虽在较小变形情况下计算效率较高[21]，但由于网格畸变会导致的时间步缩短，且为避免单元负体积错误和网格异常穿透需缩小时间步长系数(TSSFAC)以确保稳定性，实际计算时长均高于 SPH。



(a) Johnson-Cook 损伤 (b) Tresca 最大剪应力

图 1.6 SPH 法模拟 990 m/s M193 冲击 6 mm Armox 600 15 μs 时刻靶板破坏情况

1.4 本章小结

本章建立了 FEM、EFG3、EFG4、SPH 铅芯弹高速冲击仿真模型，分析四种单元算法的特点。结果表明，SPH 法具有最佳的计算效率、精度和稳定性，能准确复现靶板的剪切冲塞破坏，因此以下仿真均采用 SPH 法进行。

2 SPH 仿真参数优化

2.1 SPH 方法基本原理

SPH 方法最初由 L. B. Lucy[37]和 K. A. Gingold[38]提出，用于求解天体物理问题。此方法的进一步发展使得它的实用性也扩展到了固体和流体力学的广泛问题上。为表征SPH 粒子在时间步内的运动，需要构造一个近似函数，其基本形式为：

$$f(x)=\sum_{j}\frac{m_j}{\rho_j}f(x_i)\cdot W(x_i-x_j,h) \tag{2.1}$$

式中 m_j、ρ_j 为某一附近点 j 的质量和密度；W 为核函数，其求解方式为：

$$W(x_i-x_j,h)=\frac{\theta(\frac{x_i-x_j}{h})}{h(x)^d} \tag{2.2}$$

式中 d 为空间维数，本文所有模型均为三维；$\theta(x)$ 为辅助函数，如五阶样条函数，由参数 SPHKERN 控制。h 为光滑长度，用于判断附近点 j 对目标点 i 的影响程度。LS-DYNA 中的 SPH 求解器使用可变的光滑长度。通过各部件中节点间距的最大、最小值和 CSLH 常数计算初始光滑长度 h_0，其中 CSLH 推荐值为 1.2，以保证计算域在各方向上均能覆盖两层以上粒子。CSLH 越大，计算域覆盖面积越大。若值小于 1.05 会导致计算不稳定，大于 1.3 会显著增加计算耗时。各粒子具有随时间变化的、独立的光滑长度，其计算方法为：

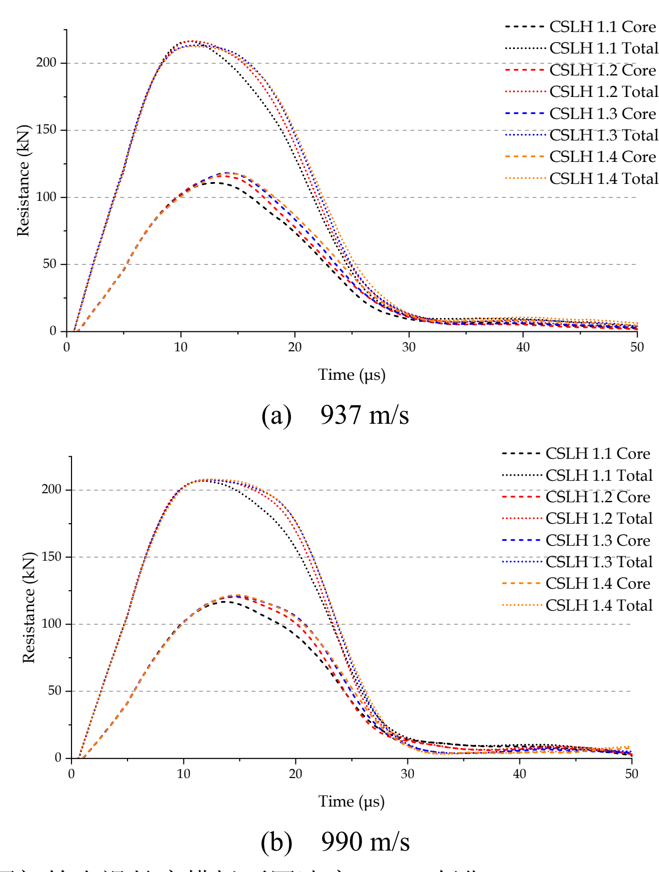
$$\frac{d}{dt}[h(t)]=\frac{1}{d}h(t)\nabla\bullet\mathrm{v} \tag{2.3}$$

式中$\nabla\bullet\mathrm{v}$为流动发散性；$h(t)$为光滑长度，应介于最小值 HMIN×h（t=0）和 HMAX×h（t=0）之间。HMIN 默认值为 0.2。HMAX 与核函数有关：对于三阶样条函数，默认值为 2.0；对于五阶样条函数，推荐取 3.0 或更大。以上参数中，可在 LS-DYNA 中选择的、对仿真结果影响最明显的是 CSLH。此外还包括粒子近似理论 FORM 和失效粒子控制方法 IEROD。以下通过仿真研究此三参数对仿真精度的影响，进而确定最佳参数组合。

2.2 初始光滑长度

首先测试初始光滑长度参数 CSLH 的影响，网格/粒子模型及材料参数与前文相同。分别对初速 937 m/s 和 990 m/s 的侵彻过程进行仿真，以击穿/阻挡情况、穿孔和塞块形貌、全弹体和铅芯所受阻力评估其计算准确性。参考推荐值，CSLH 分别设为 1.05、1.1、1.2、1.3、1.4。两组 CSLH=1.05 均发生粒子超速错误导致计算异常终止，以下不再分析。

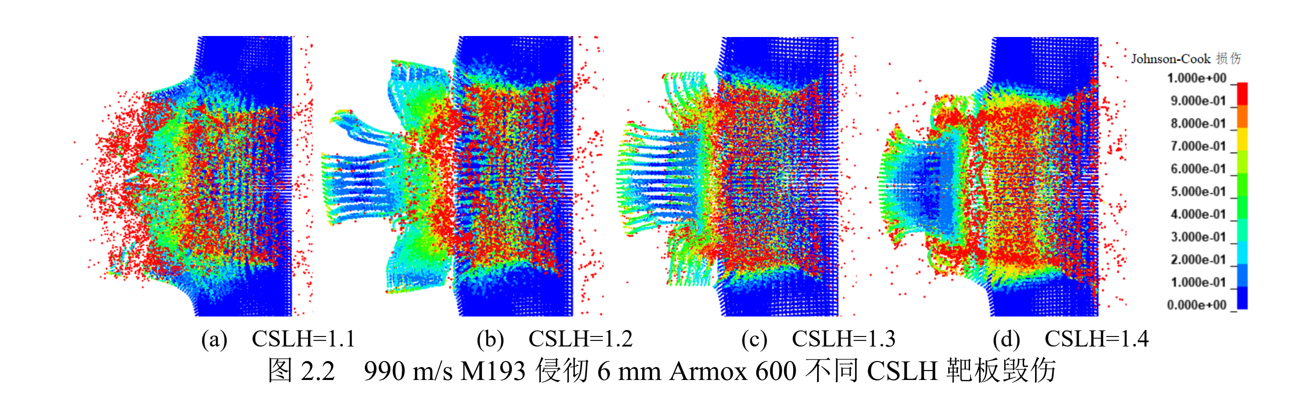
由图 2.1 可见，弹体所受阻力随 CSLH 增加而增加，均呈增加—稳定—衰减趋势，主要差距在于稳定段的持续时间，CSLH 越低，稳定阶段越短。由于 SPH 法存在拉伸不稳定问题，间距过大的粒子会在发生由 Johnson-Cook 模型控制的物理失效前先断开连接，即数值失效。CSLH 1.1 靶板背面受拉伸破坏较重，靶板在被冲出塞块前先数值失效产生小缺口，而后剩余粒子受拉应力破坏失效，与实验结果有明显偏差；在阻力上表现为无稳定侵彻阶段，衰减段阻力下降更早。此外，CSLH 1.1 也唯一在 937 m/s 时被击穿：与 990 m/s 类似，靶板背面撕裂崩落产生碎片云，弹头未穿出，因此显然是不准确的。CSLH 1.2~1.4 数值失效问题逐渐改善，1.3、1.4 阻力曲线几乎重合；穿孔均为近似柱形，穿出体均为中心塞块+环形大碎块+弹体碎片，与 6.5 mm Secure 500 FEM 仿真和实验结果接近[13]。穿孔直径分别为 9.7 mm、9.6 mm、9.6 mm，较 7 mm Armox 600 实验结果略微偏高[16]。。综上，可以认为，CSLH 1.3、1.4 均较好地抑制了拉伸不稳定及其引发的数值失效问题，能准确地描述阻力过程。虽 1.4 因计算时间较长而不在推荐范围内，但对毁伤形貌和阻力过程描述更准确，以下仿真均采用 CSLH 1.4。



(a) 937 m/s

(b) 990 m/s

图 2.1 不同初始光滑长度模拟不同速度 M193 侵彻 6 mm Armox 600 过程阻力



(a) CSLH=1.1 (b) CSLH=1.2 (c) CSLH=1.3 (d) CSLH=1.4

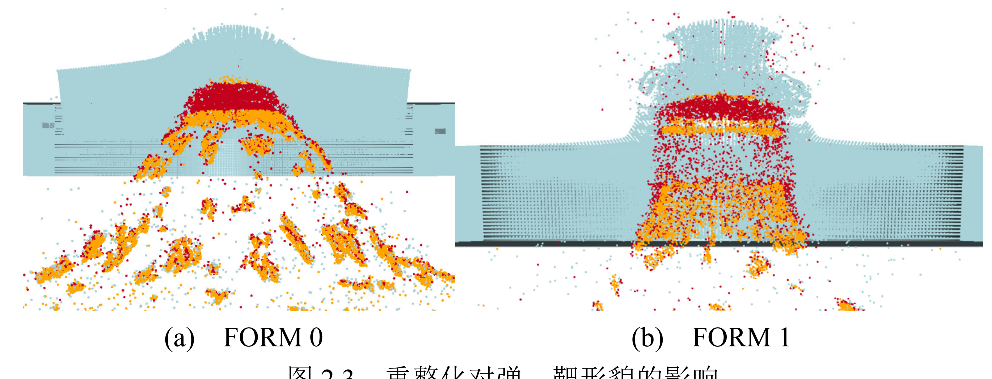
图 2.2 990 m/s M193 侵彻 6 mm Armox 600 不同 CSLH 靶板毁伤

2.3 粒子近似方法

LS-DYNA 内置了多种粒子近似方法，其中可用于 SMP 计算的方法名称与编号如表 4 所示。Scazzosi 等[39]的研究表明 FORM 4、7、8 不能求解高速冲击问题，故在此不作讨论。仿真结果显示，两种各向同性重整化近似方法 FORM 3、6 和两种各向异性近似方法 FORM 9、10 均在靶板 SPH-FEM 边界处发生粒子超速错误，导致计算无法继续进行，SPH 与 FEM 无法通过常规的固连接触耦合；两种增强流体方法 FORM 15、16 均有弹体碎片粒子发生超速错误，导致计算无法计算进行，并且相较于 FORM 1 靶板背表面拉伸不稳定现象更严重；所有非重整化近似方法 FORM 0、2、5、15 均与图 2.3 (a)类似，在靶板 SPH-FEM 边界处发生数值失效，SPH 与 FEM 部分分离，并有少量边界粒子和实体单元发生异常物理失效。此外，从图 2.3 (b)终时刻靶板毁伤形貌来看，整体上，相较于标准方法，重整化近似方法能更好地抑制拉伸不稳定问题。综上，以下与前文保持一致，近似方法选择精度最高的重整化近似 FORM 1。

表 2.1 LS-DYNA 中可用于高速冲击问题的粒子近似方法

FORM	粒子近似方法
0	默认函数
1	重整化近似
2	对称函数
3	重整化对称近似
5	流体近似
6	重整化流体近似
9	各向异性自适应函数
10	重整化各向异性自适应函数
15	增强流体函数



(a)　FORM 0　　　　　　　　(b)　FORM 1

图 2.3　重整化对弹、靶形貌的影响

2.4　失效粒子控制方法

IEROD 关键字用于控制失效的 SPH 粒子。IEROD 0 表示粒子始终保持活动状态，其应力不会在失效后自动归零，并且会保留体积响应，被认为不适用于大失效问题；IEROD 1 表示粒子在失效后部分失活，应力自动归零并失去体积响应，但仍保留于计算域中以确保计算稳定性；IEROD 2 表示粒子在失效后完全失活，应力自动归零并失去体积响应；IEROD 3 保留由状态方程控制的体积响应，其余与 IEROD 1 相同。仿真发现，IEROD 0 与 IEROD 3 在 FEM-SPH 边界处计算稳定性很差，在使用多种粘性和刚性沙漏控制（IHQ=1、2、3、4、5）时均因在边界处 FEM 网格异常畸变发生负体积错误进而导致计算终止。IEROD 1 与 IEROD 2 以半流体侵彻为主的阻力上升和稳定段几乎重合，仅下降段后期有明显差别，最终塞块动能分别为 121、211 J。与 IEROD 1 相比，IEROD 2 所得塞块主体形状基本相同，但以拉伸破坏为主的头部边缘相对较窄；未形成碎片环，而是一个较窄的完整环与大量失效粒子云。从结果来看，压缩破坏过程对失效粒子控制方法不敏感，主要影响在于拉伸和剪切破坏，IEROD 2 靶板的抗拉、剪韧性相对较低。此外，与其描述相符，IEROD 2 计算稳定性较 IEROD 1 略差，前者需将时间步长缩放系数减小至 0.4 才能稳定计算，否则会发生粒子超速错误，而后者仅需 0.8。综上，以下仍采用部分失活的 IEROD 1。

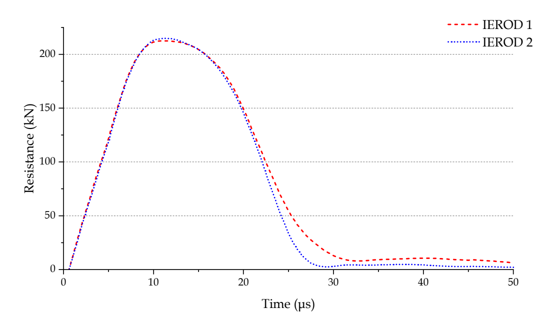
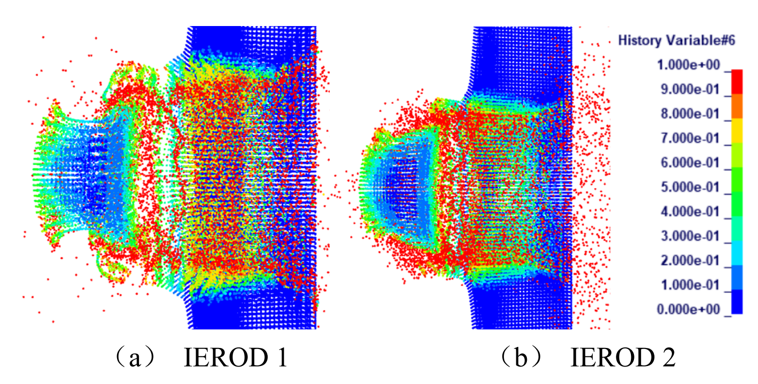


图 2.4 不同失效粒子控制方法模拟 990 m/s M193 侵彻 6 mm Armox 600 阻力过程



（a） IEROD 1　　　　（b） IEROD 2

图 2.5　失效粒子控制方法对靶板毁伤形貌的影响

2.5　本章小结

本章探究了初始光滑长度（CSLH）、粒子近似方法（FORM）和失效粒子控制方法（IEROD）对仿真的影响。结果表明，CSLH=1.4、FORM=1、IEROD=1 的参数组合能最准确地模拟铅芯弹冲击过程，且具有良好的计算稳定性。

3 靶板硬度对穿甲过程的影响

3.1 靶板等效强度

4340 的性能与其热处理方法有很大关系，不同文献中提出的数值差别较大。由于文献[30]仅给出了洛氏硬度（HRC）、屈服强度和抗拉强度，其布氏硬度依 GB/T 1172 换算。对 30 HRC[40]与 302 HBW[41]钢靶抗 BS-41 侵彻的研究表明，两种硬度靶板的抗弹性能不存在可见区别，因此本文所用 4340 可近似为 300 HBW 的装甲钢。Mars 190 属于典型的大厚度装甲钢，硬度随板厚的增加而显著下降，本文及文献[32]均取薄板的硬度上限。Armox 500 和 Armox 600 应用较为广泛，且均有明确的生产标准，实测硬度分别为 516 HBW[42]和 579 HBW[43]。综上，尽管受限于生产工艺，各靶的硬度都存在偏差，但均在误差允许范围内。

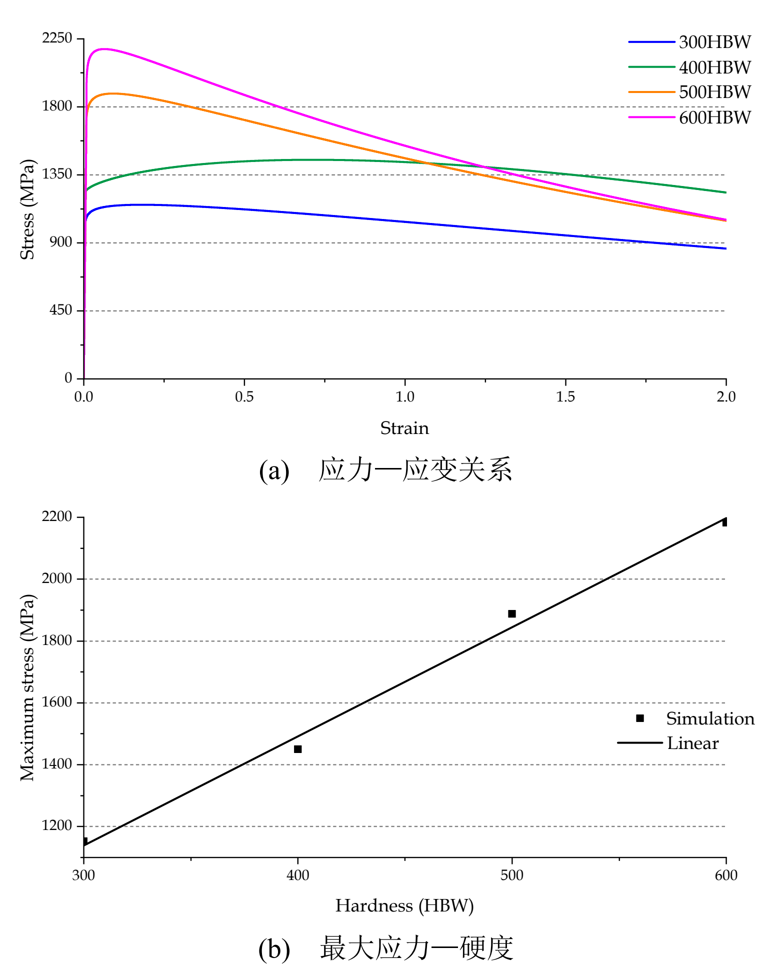
由于装甲钢以抗弹而非力学性能作为指标，其强度和硬度的波动范围较一般结构钢偏大，例。整体来看，屈服强度的数值约相当于布氏硬度（BHN）的 3 倍。以下对 300~600 HBW 范围内的 5 种钢靶，分别在等靶厚击穿、临界击穿和半无限靶三种工况下进行 990 m/s M193 侵彻仿真，以分析硬度对钢板抗铅芯弹性能的影响。表中列出了各材料的名称及标称性能。Mars 190 较为特殊，其硬度、强度和伸长率范围极大，并且可分为高低两级硬度的等级，分别记为 Class 1 和 Class 2。与其硬度、功能相近的 Armox 370 也分为两级，均符合 MIL-A-12560 中对 RHA 的规定。本文使用的是硬度较高的一级。

表 3.1 靶板材料标称性能

材料	H_t/HBW	σ_{ymin}/MPa	σ_m/MPa	伸长率/%
4340	300	850	1020	14~16
Mars 190 Class 1	240~400	600~900	800~1000	12~20
Armox 500	480 - 540	1250	1450~1750	10
Armox 600	570 - 640	1500	2000	7

Johnson-Cook 模型中将 Taylor-Quinney 系数设为 0.9，即 90%的塑性功转化为热。应变率在高速侵彻中影响显著，以下设为 10^4 /s。图 3.1 (a)展示了等效应变由 0 增长至 2 的过程中等效应变的变化过程，可见四种钢靶的变形过程均可分为弹性、应变强化和热软化三个阶段，其中弹性段最短，应变强化段次之，热软化段占比最大。对最大等效应力与硬度的关系进行线性拟合，结果如式(3.1)所示，误差如图 3.1 (b)。

$$\sigma_{eff\max} = 3.528H + 80.54 \tag{3.1}$$



(a)　应力—应变关系

(b)　最大应力—硬度

图 3.1　考虑应变率强化和热软化效应的应力—应变关系

钢的硬度与强度的关系有多种经验算法。Tate 等[44]认为在长杆高速侵彻中靶板材料可近似为理想弹塑性，其屈服强度 $\sigma_{y\text{-Tate}}$ 相当于 4.2 倍布氏硬度。JC 模型线性拟合的截距仅相当于 σ_{JCmax} 的不足 10%，在粗略计算时可近似为正比。但 Tate 式的斜率明显偏高，以致过度高估了装甲钢的强度。Rosenberg 等以准静态—常温条件下 ε=0.27 时的应力作为等效强度[45]，由于同样忽视了热软化，σ_{Ros} 在数值上与 $\sigma_{y\text{-Tate}}$ 接近。偏差可能来自于两者研究对象的不同：Tate 等和 Rosenberg 等所用靶涵盖铝、铜、钢等各种金属，硬度普遍在 300 HBW 以下；而本文中全部为钢靶，且 H_t ≥ 300 HBW。此外，各金属强度标准均存在硬度—抗拉强度插值换算方法，以 GB/T 1172 为例[46]，此换算方法除基础的硬度外还考虑了钢材化学成分的影响。以铬镍钢估算 300 HBW 的 4340，以超高强度钢估算 400~600 HBW 各钢靶，结果如 σ_{m} 所示。尽管抗拉强度测试中应力随应变增加而下降的原因是颈缩，而与热软化无关，并且忽略了应变率强化效应，但两者呈现出良好的相关性，各钢靶的偏差均在 10%以内。

表 3.2　等效强度估算方法比较

H_t/HBW	等效强度/MPa				误差/%	
	σ_{JCmax}	$\sigma_{y\text{-Tate}}$	σ_{Ros}	σ_m	δ_{fit}	δ_m
300	1152	1260	1198	1046	1.1	9.2
400	1450	1680	1448	1370	2.9	5.5
500	1888	2100	2101	1716	2.3	9.1
600	2182	2520	2512	2180	0.7	0.1

分别以 400 和 500 HBW 级装甲钢作为验证：Hardox 400 的 σ_{JCmax} 为 1484 MPa[47]；另一 Armox 500 模型为 1929 MPa[48], 30 PM 为 1993 MPa[49], Protac 500 为 1991 MPa[50]。考虑到装甲钢的硬度和强度普遍存在一定生产误差，如 Armox 560T 标称最小屈服强度 1300 MPa[51]，实测 1711 MPa[52]；Demox Protect 500 标称屈服强度 1500 MPa[53]，实测 1592 MPa[52]；Hardox 400 标称屈服强度 1100 MPa[54]，实测 1148 MPa[52]，经验式的偏差在合理范围内。综上，对于硬度在 300~600 HBW 范围内的装甲钢，可由 Johnson-Cook 模型或式(3.1)估算其在侵彻过程中的最大应力，也可由式(3.1)反向初步评价 Johnson-Cook 模型的可靠性。

为研究硬度的具体影响，以下对等厚度击穿、弹道极限、半无限靶三种工况下 M193 的侵彻进行测试，初速均为 990 m/s。

3.2　等厚度击穿

为确保各组均能被击穿，取靶板厚度为 600 HBW 的临界击穿厚度 6 mm。由表 3.3 可见，随着硬度的增加，靶板的破坏形式由拉伸逐渐过渡至剪切，穿透后弹体前的靶板剩余厚度逐渐增加。300 和 400HBW 表现为拉伸破坏，靶后碎片各方向分布较为均匀，整体上附着于残余弹体上，呈近似半椭球状；500 和 600HBW 表现为剪切破坏，其中 500 HBW 由于韧性较好，冲出的塞块较 600 HBW 时完整。

依照发生部位，靶板的破坏可分为正面压缩、环形剪切和背面拉伸三部分：

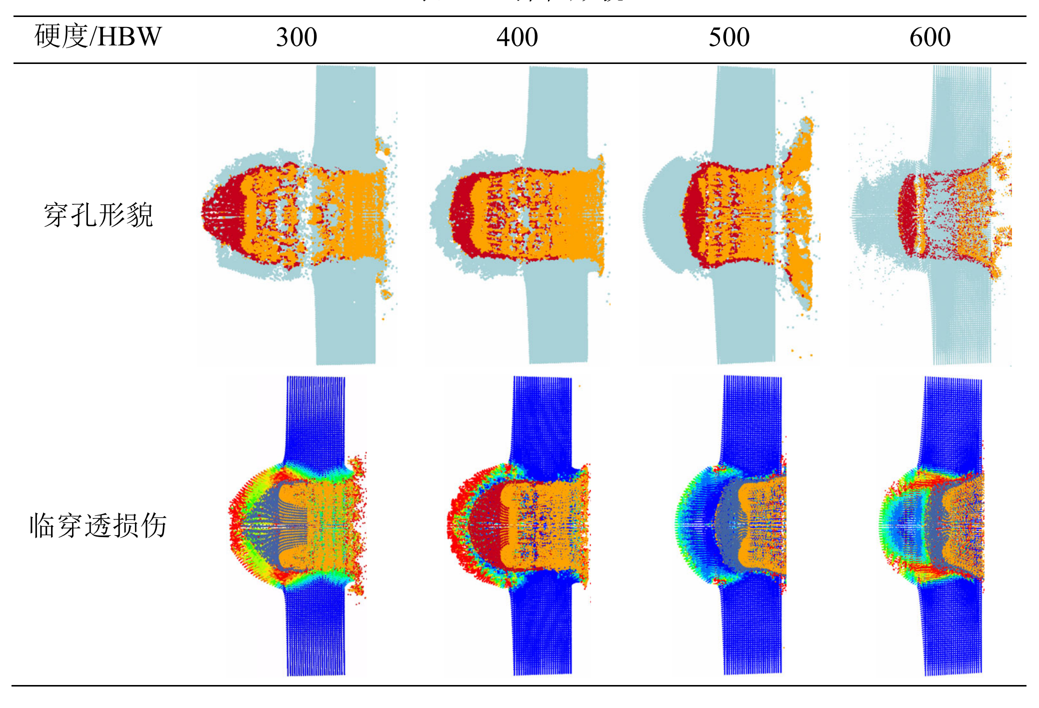
正面破坏来源于弹对靶的直接挤压，四强度靶板正面破坏均仅限于很薄的一层，表明在 6 mm 时抗压不是抗弹性能的主要因素。正面破坏可分为中心和边缘两部分：中心损伤区随硬度的提高而厚度减小；边缘损伤区随硬度的提高而增大。尽管发生完全破坏的范围很小，如靶体损伤一栏所示，但类似于长杆高速侵彻，塑性流动也会造成抗弹能力的损失。由于半无限靶高度承压，其应力三轴度很低，靶板的失效仅局限于轴线处，

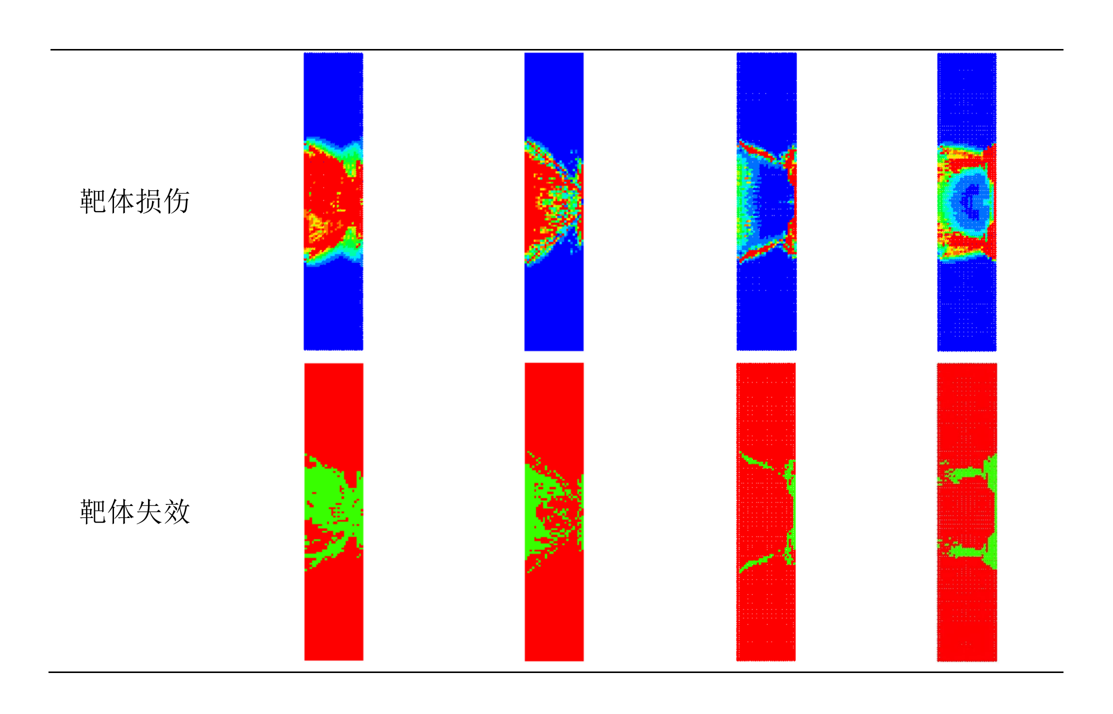
但因纯粹塑性而开孔。因此，以侵彻结束时的残余靶厚评估实际正面破坏程度，其中 300 和 400 HBW 由于背面破坏较强

环形破坏类似于典型的剪切冲塞，但因靶板存在变形而附加了拉伸的影响。由表 3.3 中靶板损伤和失效两行可见，典型的环形破坏面仅存在于 400~600 HBW。随着靶板硬度的减小，剪切破坏由 600 HBW 时的近似柱面逐渐扩张为 400 HBW 的约 45° 锥面，同时失效面的厚度逐渐减小。300 HBW 由于受正面破坏过多，靶板向背面显著弯曲，因此受虽没有剪切面，但由临穿透损伤可观察到拉伸破坏。400 HBW 也存在相似现象。

背面破坏来源于凸出、弯曲导致的拉伸，分为表面和轴线两部分。轴线破坏来源于弹尖的集中拉伸，表面破坏来源于整体弯曲。靶板硬度和强度越高，抗弯性能越好；同时残余靶厚越大，整体刚度越高背面变形越小，也就越不容易发生拉伸破坏。也与高应力三轴度下的塑性有关。例如对于 400 HBW，其本身抗弯性能不佳，且高应力三轴度下塑性很低，因此背面破坏最为严重；300 HBW 虽然抗弯强度不及 400 HBW，但塑性更好，因此表面破坏较轻。

表 3.3　弹靶形貌

硬度/HBW	300	400	500	600
穿孔形貌				
临穿透损伤				



由表 3.4 可见，穿孔直径整体上与靶板硬度负相关，主要原因是随着靶板硬度提高，铅芯所受轴向阻力也相应增强，进而铅、铜径向流动导致的扩张越强。600 HBW 与此趋势异常是因为靶板硬度足够高，以至于在发生剪切冲塞前几乎不受侵蚀，并仅有轻微变形。因此最终的穿孔直径更接近于冲塞直径，而不是其它靶的侵蚀直径。残余靶厚与靶板硬度正相关，即靶受侵蚀和变形的程度与硬度负相关。其中 300 HBW 虽然弹体前方没有剩余靶体，但靶并非被完全侵蚀。由表 3.3 中穿孔形貌一栏可见，因为残余弹体的动能较高且头部较为尖锐，残余靶体在穿出时被完全弯、拉断。两侧的残余靶体虽然厚度不均匀，但从图像可定性判断薄于 400 HBW，即与前文所述趋势相同。

表 3.4　990 m/s M193 临界击穿数值结果

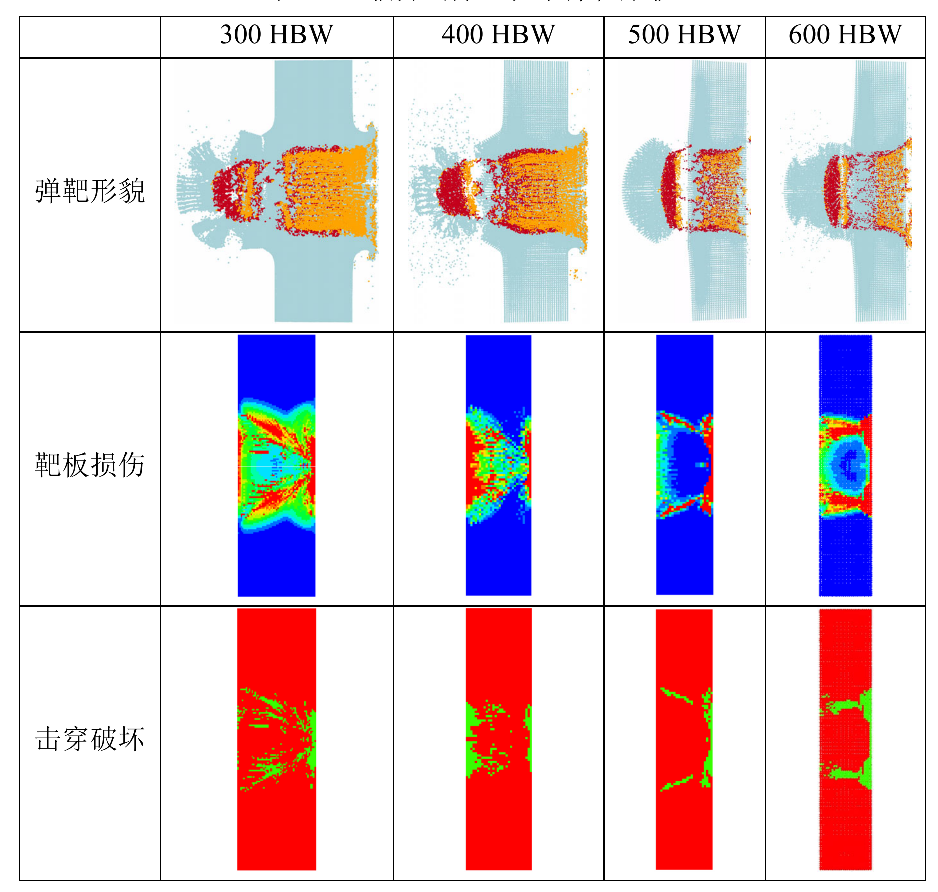
硬度/HBW	穿孔直径/mm	残余靶厚/mm	动能消耗/J
300	8.88	0	1353
400	9.03	1.63	1594
500	9.53	4.00	1707
600	8.9	4.60	1662

3.3　弹道极限

由表 3.4 可见，各靶板在临界击穿时均发生剪切冲塞，击穿损伤一栏中均可见明确的环形破坏面。破坏面由 300 HBW 的约 45° 截锥形逐渐收缩为 600 HBW 的近似柱形，表明靶板在冲塞前发生的弯拉变形逐渐减弱。300 HBW 在冲塞的同时发生与 6 mm 相似

的拉伸破坏，塞块与靶板出口处的翻唇被拉断形成大碎块；400 HBW 靶在高应力三轴度下塑性较低，发生背面崩落并产生完全失效的碎屑，以致塞块较薄；500 和 600 HBW 为典型冲塞，其中 500 HBW 由于塑性较高，塞块更为完整。各靶临界击穿厚度如表 3.6 中 T_{penmax} 所示。

表 3.5　临界击穿工况下弹靶形貌



	300 HBW	400 HBW	500 HBW	600 HBW
弹靶形貌				
靶板损伤				
击穿破坏				

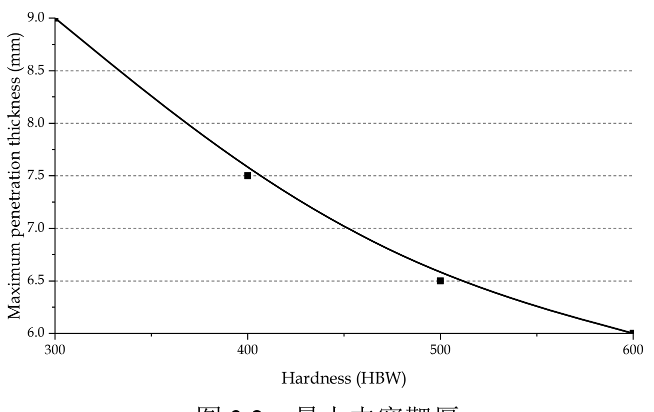
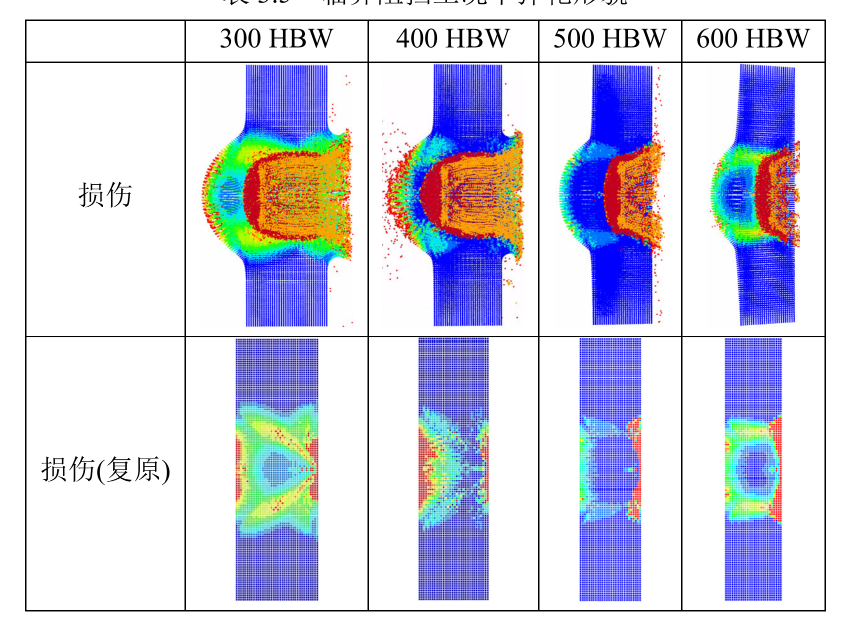


图 3.2　最大击穿靶厚

由表 3.6 可见，背面变形量与残余靶厚与靶板硬度分别呈负相关和正相关，表明随着硬度的提高，主要破坏形式由弯曲—拉伸转变为剪切。400 HBW 由于发生崩落，残余厚度较低。各靶板破坏形式均与临界击穿相似，均存在环形破坏面：300 HBW 面厚度最大，背表面存在损伤但未完全失效；400 HBW 发生背面崩落，以至于残余靶厚反常偏低；500 和 600 HBW 靶损伤形式相同，均包括环状剪切和背面弯曲两部分。

表 3.5　临界阻挡工况下弹靶形貌



	300 HBW	400 HBW	500 HBW	600 HBW
损伤				
损伤(复原)				

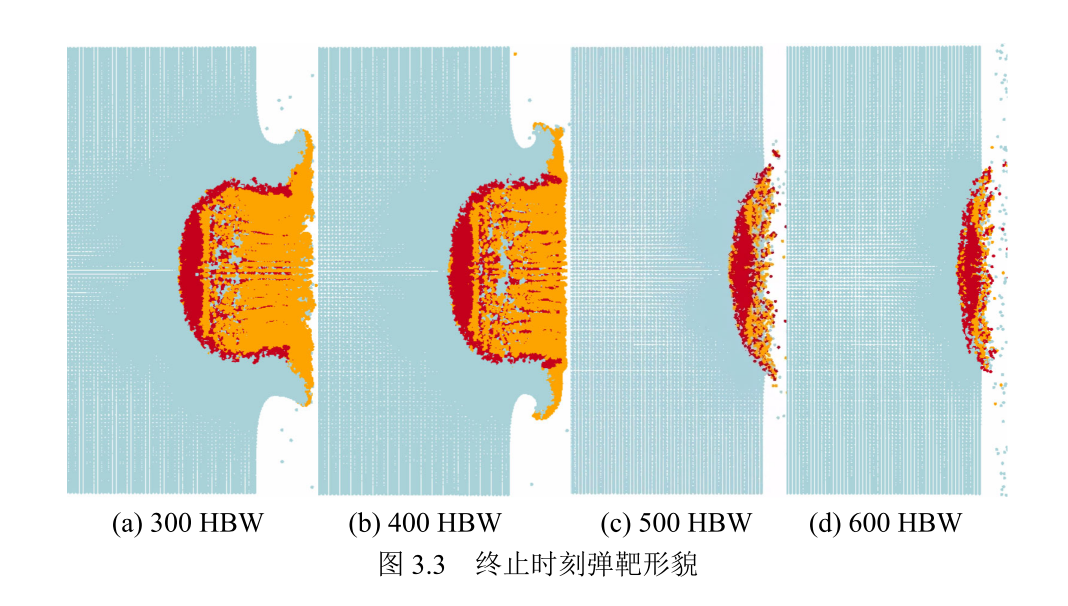
表 3.6　背面最大变形量

H_t/HBW	T_{penmax}/mm	BFD/mm	T_{res}/mm
300	9	5.71	4.71
400	7.5	5.55	3.86
500	6.5	5.17	5.13
600	6	4.94	5.10

3.4　半无限靶

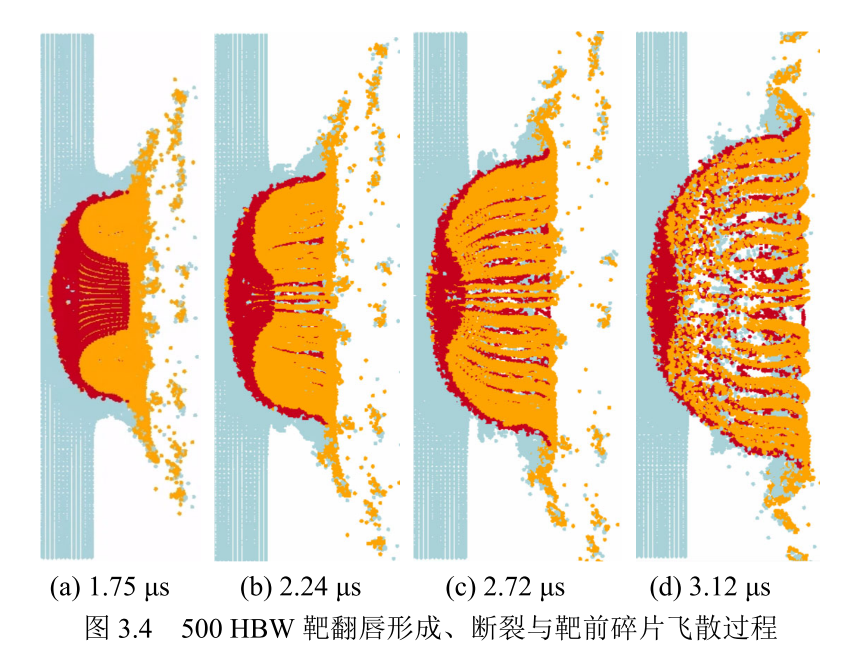
为明确半流体侵彻性能，进行半无限靶仿真。取靶厚 25 mm 以完全排除背面变形、应力波反射等背面效应的影响。由图 3.3 可见，300 和 400 HBW 靶均受到显著侵蚀，弹体碎片形成明显管状残余体，靶板形成翻唇；500 靶翻唇在终时刻已断裂，向后随弹体碎片一同飞散，形成靶前碎片云；600 HBW 靶仅受轻微侵蚀。如图 3.5 所示，所有靶均

发生球面和轴线两部分失效：300、400 和 500 HBW 靶的球面失效区域均深入靶体内部，在其外部存在无失效区，即图 3.3 与 3.4 中的翻唇/大碎片；600 HBW 由于硬度高且塑性低，球面失效厚而浅，不存在外部无失效区，因此未能形成翻唇。



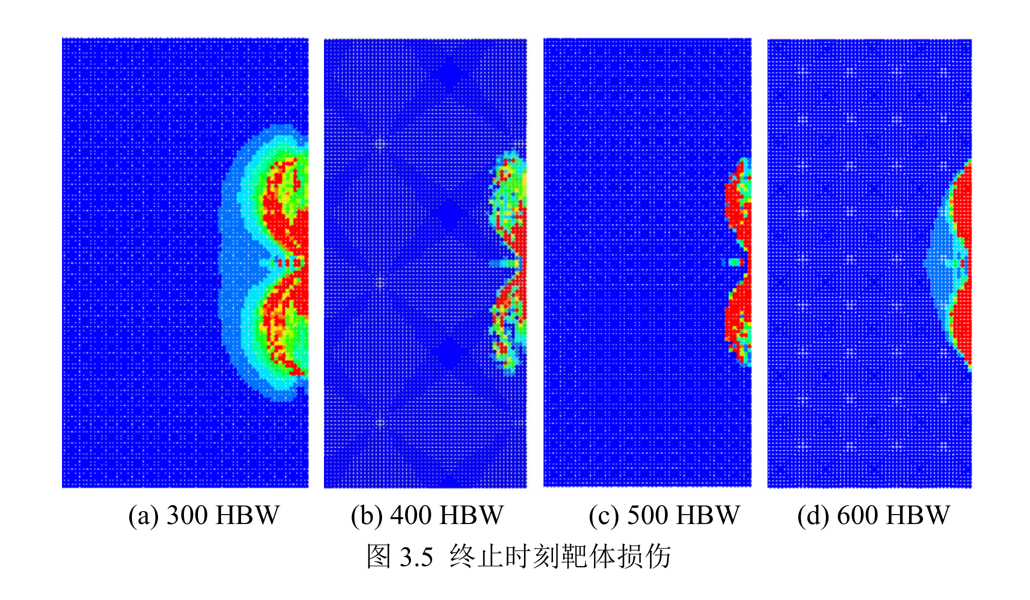
(a) 300 HBW　(b) 400 HBW　(c) 500 HBW　(d) 600 HBW

图 3.3　终止时刻弹靶形貌



(a) 1.75 μs　(b) 2.24 μs　(c) 2.72 μs　(d) 3.12 μs

图 3.4　500 HBW 靶翻唇形成、断裂与靶前碎片飞散过程



(a) 300 HBW (b) 400 HBW (c) 500 HBW (d) 600 HBW

图 3.5 终止时刻靶体损伤

由头尾速度可分为三个阶段，以下以侵彻深度最大的 300 HBW 为例：

1) 初始瞬态阶段：约 0~0.5 mm。此阶段弹靶开始接触。由于弹体强度远低于靶板，接触面上的弹体迅速变形、扩张，头部速度迅速下降

2) 准定常阶段，对应侵彻深度约 0.5~4.2 mm。此阶段类似于半流体长杆侵彻的主要侵彻阶段，基本特征为头、尾速度及两者差值近似保持恒定，其中头部速度约在 100 m/s 左右，尾部速度接近于其初始速度 990 m/s。根据实际发生侵彻的部件，可分为两个小阶段：

2.1 被甲侵蚀阶段：0.5~1.3 mm。此阶段弹体强度较高的被甲部分与靶体接触 1.3 mm 时尖端被甲完全破坏，头部速度出现谷值，头尾速度差出现峰值，

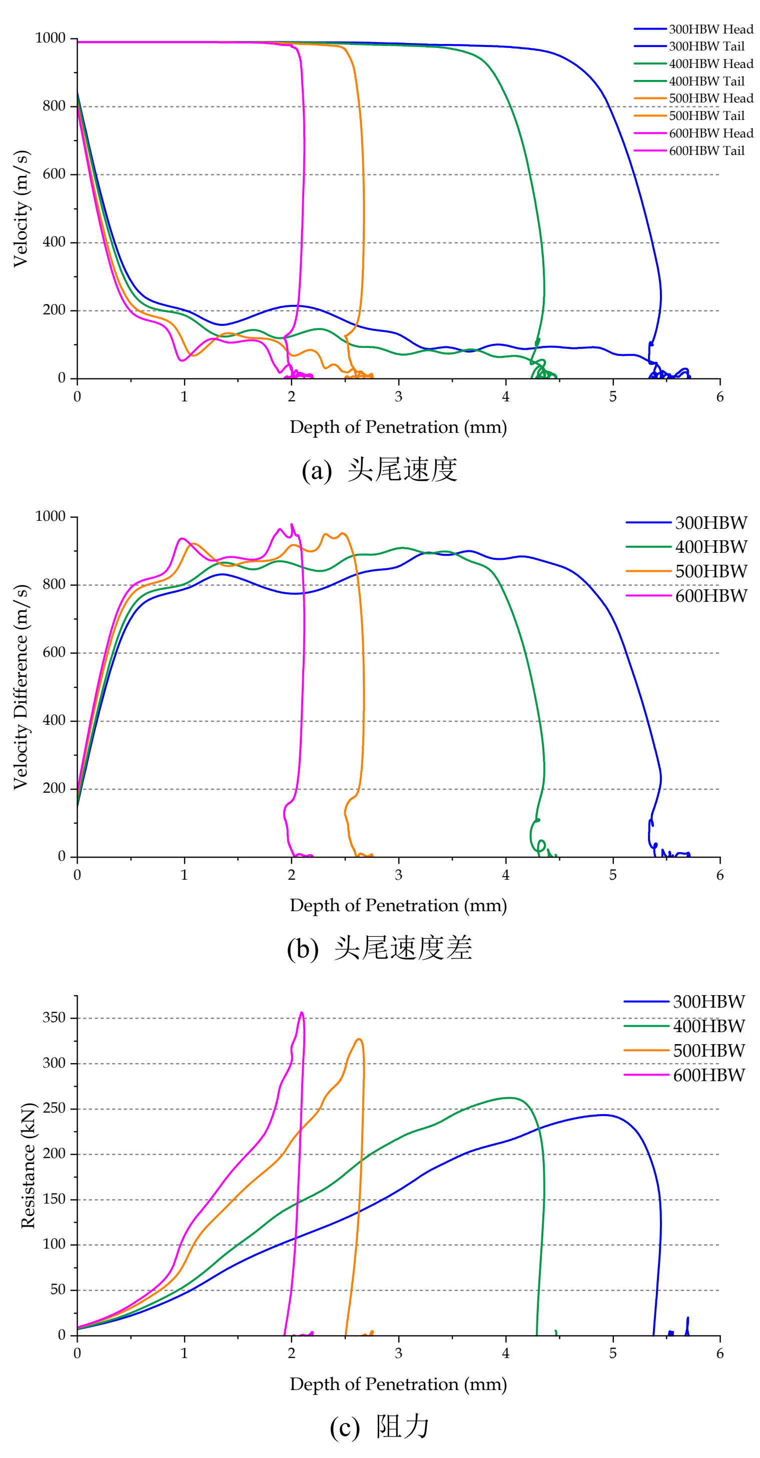
2.2 铅芯侵蚀阶段：1.3~4.2 mm。此阶段为铅芯弹侵彻半无限靶的最主要阶段，铅芯在此阶段与靶板在轴向直接接触，被甲向外翻折，仅对铅芯有微弱的径向约束作用。

3) 停止阶段：4.2~5.5 mm，相当于半流体长杆侵彻的侵彻末期。此阶段弹体不再满足流体头部—刚体主体假设。。可分为三个小阶段。

3.1 4.2~5.0 mm：头部速度仍保持在约 100 m/s 不变，尾部速度开始下降。同时靶体扩张减缓，至 5.0 mm 时弹体直径达到最大值，尾部减速度逐渐升高

3.2 5.0~5.5 mm：尾部快减速，阻力下降。至 5.5 mm 时头部速度归零，靶体不再受破坏。

3.3 5.5~终止：此阶段为靶体的弹性回弹，弹坑深度略微减小，侵彻深度随之振荡。此阶段相对于整个侵彻过程而言占比极小。

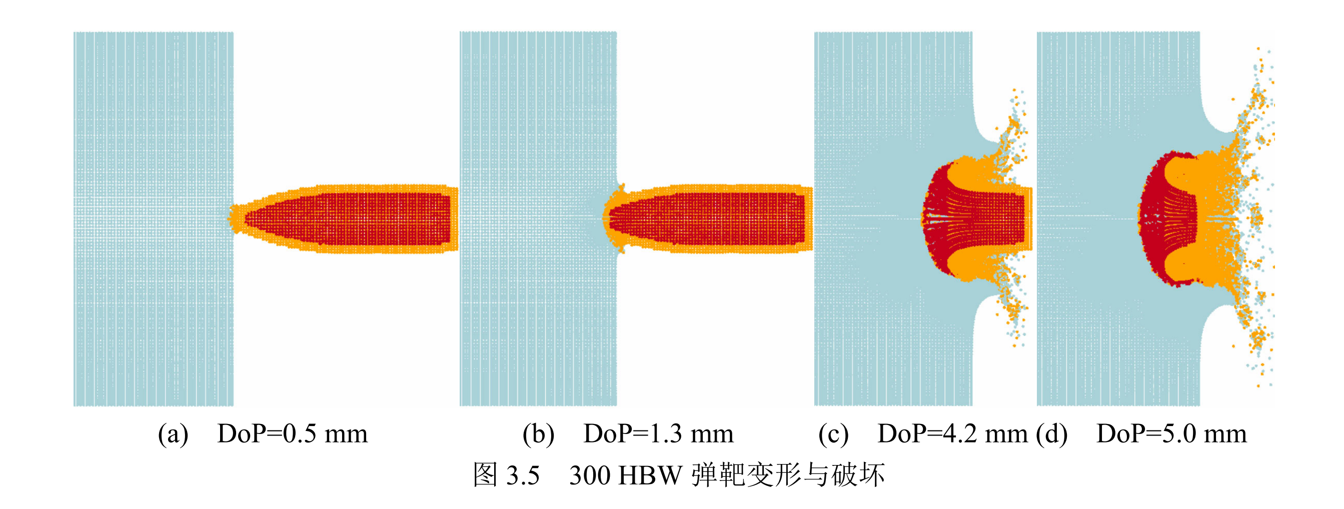


(a) 头尾速度

(b) 头尾速度差

(c) 阻力

图 3.4　M193 侵彻各硬度钢靶过程

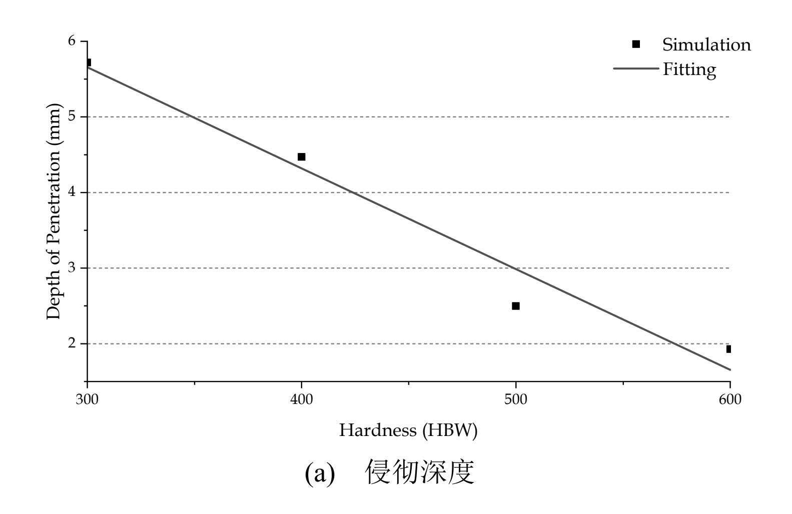


(a) DoP=0.5 mm (b) DoP=1.3 mm (c) DoP=4.2 mm (d) DoP=5.0 mm

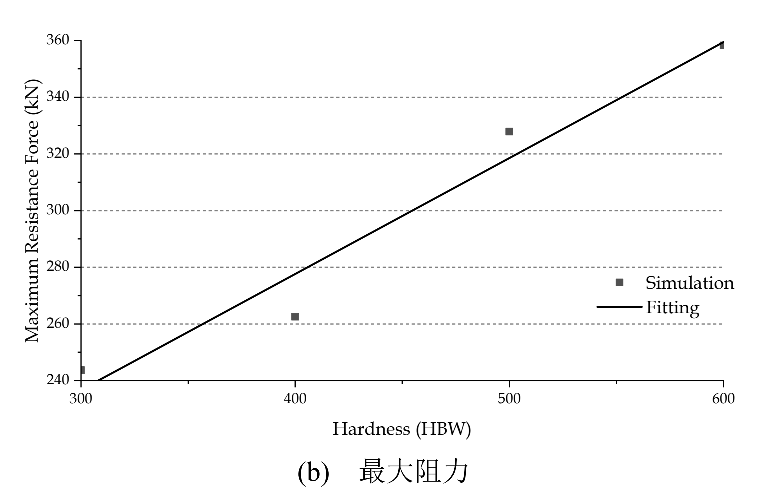
图 3.5 300 HBW 弹靶变形与破坏

尽管各钢靶均可观察到半流体侵彻行为，但由于铅芯弹长度较短，且不由单一材料组成，其侵彻过程中速度和阻力的变化与典型长杆弹有较大差别。由图 3.4 可见，头部速度存在较大幅度的波动，整体上与靶体硬度呈负相关，同时头尾速度差与靶体硬度正相关，表明提高靶板硬度能更有效地损耗弹体；阻力在整个过程中不存在稳定阶段，而是始终随弹体的钝化和扩张而增大。

由图 3.5 可见，侵彻深度与最大阻力均与靶体硬度呈近似线性关系。与 3.1 节对最大应力的分析相同，400 和 500 HBW 靶的抗弹能力分别较拟合线偏低和偏高，表明靶体的材料模型与硬度存在误差。



(a) 侵彻深度



(b) 最大阻力

图 3.6 990 m/s M193 侵彻 300~600 HBW 钢靶数值结果

3.5 等效系数

分别以对半无限靶侵彻深度（K_T）、对有限厚靶的临界穿透厚度（K_P）衡量相对于 300 HBW 靶的抗弹性能，并最大应力（K_σ）辅助比较。Borvik 等对尖头刚体弹的实验结果表明，靶板的抗弹性能仅与有关，并提出装甲钢的强度远比塑性重要[11]。然而，由表 3.7 和图 3.7 可见，三种等效方法所得结果有很大偏差：K_T 与 K_σ 均呈现与硬度的良好相关性，表明对于仅少量失效的半无限靶抗弹性能与靶板硬度/强度高度相关；K_P 尽管同样与硬度正相关，但 400 HBW 明显较其余偏低，而 300、500 和 600 HBW 呈与另两等效值相似的线性关系。K_T 与 K_P 的偏差主要来源于靶板破坏形式的差异，对于临界击穿的有限厚靶，其塑性决定了抗拉伸和剪切的能力，其中对于强度较低、弯曲幅度较大的 300 和 400 HBW 以前者为主，对于强度较高、弯曲幅度较小的 500 和 600 HBW 以后者为主。400 HBW 单轴拉伸失效应变 1.38，双轴拉伸失效应变 0.40；作为对比，300 HBW 单轴拉伸失效应变 3.35，双轴拉伸失效应变 2.93。400 HBW 极低的双轴拉伸失效应变导致其更易破坏，因此需要较预期更大的厚度以抵消此缺陷的负面影响。

表 3.7 三种等效方法比较

H_t/HBW	K_T	K_P	K_σ
300	1	1	1
400	1.2	1.28	1.26
500	1.38	2.07	1.64
600	1.5	2.60	1.89

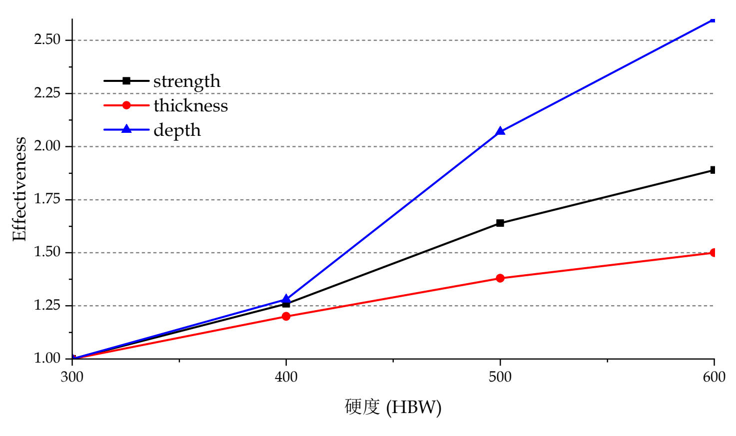


图 3.7　三种等效方法比较

3.6 本章小结

本章基于 2 节优化的 SPH-FEM 耦合模型，比较了等厚度击穿、弹道极限和半无限靶三种靶体厚度情况下铅芯弹的侵蚀行为。结果表明：铅芯弹对靶板的破坏包含半流体侵彻和剪切冲塞两部分，其中中低硬度靶以前者为主，高硬度靶以后者为主。但相较于典型半流体侵彻，铅芯弹冲击存在非均质弹体、背面效应等非常规因素，因此侵彻过程中的速度、阻力等量的变化存在差别；而相较于典型冲塞，铅芯弹冲击存在弯曲变形、拉伸断裂等异常现象，以致靶板的毁伤形貌与理想情况不同。

4 理论建模

综合考虑低强度靶的半流体侵彻和高强度靶的冲塞两种破坏形式，本文采用半流体侵彻体现弹靶相互侵蚀的过程，以剪切冲塞判定击穿。由于低硬度靶的破坏除剪切冲塞外也包括拉伸，而根据 Johnson-Cook 模型，靶板材料的抗拉韧性显著弱于抗剪，故此模型求得的对低硬度靶的极限穿透厚度会较实际值偏低。此外，铅芯步枪弹几何外形与理想钝头长杆有较大区别，且密度在轴向和径向上分布皆不均匀，不能使用简单的表达式精确描述，因此本模型仅用于定性解释和分析侵彻过程。

4.1 半流体侵彻

Alekseevskii-Tate 半流体侵彻模型提出于 1967 年[55][56]，首次将固体的高速侵彻与流体动力学相结合，是长杆高速侵彻最为经典的理论模型，也是后世绝大多数理论模型的基础。由于 A-T 模型仅体现一维效应，且对侵彻过程的描述过于平均化，其计算精度较低。国内外学者对 A-T 模型进行了了诸多改进，其中最具有代表性的是 Rosenberg 和 Walker-Anderson 模型。Rosenberg 等注意到侵彻过程中弹靶界面压力从弹体头部中心向边缘的衰减[57]。为体现此二维效应，在 A-T 模型的基础上引入刚性杆体和钝化头部/靶体等效截面积的概念。Rosenberg 模型的基本形式为：

$$\begin{cases} \dfrac{1}{2}\rho_p(v_t - v_h)^2 + Y_p = S_t(\dfrac{1}{2}\rho_t v_h^2 + R_t) \\ \dfrac{dv_t}{dt} = \dfrac{Y_p}{\rho_p l} \\ \dfrac{dl}{dt} = v_h - v_t \\ \dfrac{dp}{dt} = v_h \end{cases} \tag{4.1}$$

式中 ρ_p 和 ρ_t 分别为弹体和靶体密度；v_t、v_h 分别为弹体头部和尾部速度；Y_p 为弹体强度，R_t 为靶体阻力；S_t 为弹、靶等效截面积之比；l 为弹体剩余长度，p 为侵彻深度。式中 Y_p、R_t、S_t 需由经验估算或从仿真结果拟合。S_t 参考 Rosenberg 等的理论分析[57]和王猛等[58]的实验结果，对于一般长杆弹约为 2；在 A-T 及其它不考虑二维效应的模型中为 1。四个方程中最主要的为首个方程，通常也被称为平衡方程，用于计算 v_h；后三个方程分别计算弹体减速、弹体侵蚀和靶体侵蚀。由于铅芯和被甲的强度均远低于四种装甲钢，Y_p 的取值不会对模型求解造成显著影响，初设为 50 MPa。因此，模型中的未知量为等效截面积比 S_t 和靶体阻力 R_t。

R_t 可通过界面击溃现象求解，即由 v_h=0 时的平衡方程——式(4.2)——求解 S 和 R_t。3.3 和 3.4 节分析表明，300~500 HBW 和 600 HBW 靶的损伤形式存在明显差异，其中后者在临界击穿时塞块几乎无弯曲，在半无限靶时不产生翻唇。因此，当靶板硬度在 500~600 HBW 之间的某一数值时发生界面击溃，即侵蚀速度的下限高于弹体初速 990 m/s。

$$\frac{1}{2}\rho_p v_t^{\ 2} = S_t R_t \tag{4.2}$$

Rosenberg 模型中 R_t 由式(4.3)计算。式中 σ_t 为靶体等效强度，对于 500 HBW 靶为 1637 MPa，对于 600 HBW 靶为 1799 MPa；E_t 为靶体弹性模量，对于钢为 206 GPa；v 为泊松比，对于钢为 0.3。由以上参数计算，则 500 和 600 HBW 的 R_t 分别为 4772 和 5146 MPa。考虑到 500 HBW 靶受破坏较强，且 600 HBW 靶表面仍有少量失效，初取临界界面击溃时 R_t=5000 MPa，则 S_t=1.11，显著小于钨合金长杆弹侵彻钢靶的等效截面积，表明由于铅芯弹速度慢、强度极低，其径向流动、侵蚀能力很弱。

$$R_t = \frac{\sigma_t}{\sqrt{3}}[1 + \ln\frac{\sqrt{3}E_t}{(5-4\mu)\sigma_t}] \tag{4.3}$$

考虑到步枪弹的几何外形与理想的圆柱长杆有较大区别，为简化计算，将原弧锥—圆柱的铜—铅 结构近似为全铅圆锥—圆柱组合体。对于 M193 有：

$$d = \begin{cases} 0.76l & 0 \le l \le 7.5 \\ 5.7 & 7.5 \le l \le 19.3 \end{cases} \tag{4.4}$$

以上式计算 990 m/s M193 侵彻半无限靶过程，300~500 HBW 靶侵彻深度分别为 3.79、2.84、0.86 mm，准定常段平均头部速度 v_h 分别为 162.2、127.1、42.6 m/s。与实际侵彻半无限靶过程相比，理论计算所得侵彻深度明显偏低；平均 v_h 由于仿真结果存在大幅波动，难以定量判断，但其范围基本准确。偏差主要来源于弹体结构的简化和 Rosenberg 模型自身缺陷。受限于长杆半流体侵彻研究的局限性，目前尚无考虑杆体非理想结构的理论计算模型。尽管本文中铅芯和被甲的强度尽管均远低于靶钢，但两者间仍存在很大差距，因此平均杆体强度的选取依赖于经验，不能通过理论计算直接获得。张清源的对照性研究表明，Rosenberg 模型本身预测侵彻深度偏低[59]。两者的共同偏差导致半流体侵彻过程无法准确计算，但侵彻深度来看能定性反映靶板的抗弹能力。

4.2 剪切冲塞

对于靶体几乎不受侵蚀，以及穿甲末期靶板背面显著凸出，不再可被视为半无限靶的情况，采用 Recht 动量—能量平衡理论判定是否发生冲塞穿孔。Recht 理论的基本假

设为：1）弹体和靶板材料不同，因而声波波速不同；2）弹体不是刚性的；3）弹体和塞块的径向尺寸可能不同。高速铅芯弹冲击钢靶与以上假设均相符。Recht 认为，冲塞穿孔过程实际上是一个动能转换的过程，弹体原有动能 E_{k0} 转化为：

1）弹体剩余动能和塞块动能，即前文的穿出体动能 E_{kr}；

2）弹孔周围靶体材料剪切破坏吸收的应变能 W_t；

3）弹靶碰撞过程中形成共同速度消耗的能量 W_f。

由此得到能量守恒方程：

$$E_{k0} = E_{kr} + W_t + W_f \tag{4.5}$$

由于弹体质量损失和靶体的压缩变形和侵蚀的主要过程已在半流体侵彻部分计算，且剪切破坏耗时相对较短，故假设冲塞前后弹体质量不变，塞块质量由剩余靶板厚度和弹体直径确定；W_t 仅包括剪切失效应变能。因冲塞发生时弹体尖端已被完全镦粗，故近似弹体为均匀圆柱体。由此得到实际冲塞过程的能量守恒方程：

$$\frac{1}{2}m_p v_0^2 = \frac{1}{2}(m_p + m_t)v_r^2 + \pi D_t t_t r_s \omega_s + \frac{m_p m_t}{2m_p + m_t} v_0^2 \tag{4.6}$$

式中：m_p、m_t 分别为弹体、塞块质量，可由半流体侵彻模型粗略确定；D_t 为塞块直径，参考仿真与半流体理论分析结果粗略计算时取弹体扩张后直径，即 1.5 倍弹体初始直径；v_0、v_r 为弹体初始、剩余速度，其中 v_0 由半流体侵彻模型确定，对于杆体（铅芯）强度远低于靶板的 M193 可取初速作为近似；t_t 为靶体残余厚度，由半流体侵彻模型确定；r_s 为剪切应变区径向等效厚度，与靶体塑性有关，需由仿真结果反向推算；ω_s 为剪切失效应变能密度，由 Johnson-Cook 材料模型确定。若以上方程有对 v_r 的正实数解，则判定靶板被击穿。

以 990 m/s M193 临界击穿 6 mm Armox 600 靶工况验证以上剪切冲塞模型。为确保准确性，冲塞破坏初步以更精确的仿真结果计算。以弹头双圆弧部被完全侵彻作为冲塞判定起始。由于弹体尾部速度在半流体侵彻过程几乎无下降，假设弹体速度 v_0 在冲塞开始时仍为 990 m/s。其余参数分别为：塞块与弹体的整体速度为 186 m/s，m_p =2.4 g，m_t=2.2 g，D_t=8.6 mm，t_t=4.8 mm，解得 r_s=1.0 mm。尽管 Recht 模型理论上能较为准确地判定剪切冲塞，但弹体质量 m_p 的计算依赖于较精确的几何模型。若选用半流体侵彻模型中简化的全铅柱体，则上述工况中的 r_s 将增大至 2.6 mm，较实际情况显著偏高。

4.3 本章小结

本章基于第 3 节仿真结果，建立了简化的 Rosenberg 半流体侵彻—Recht 剪切冲塞模型。受限于铅芯—铜被弹复杂的结构和理论模型自身的简化与不准确性，尽管近似理论模型可定性解释其穿甲原理，但精确判断击穿仍依赖于仿真。

结　论

本文通过 FEM、EFG、SPH 三种方法研究了高速铅芯步枪弹侵彻不同强度钢靶的行为，探索了初始光滑长度参数、粒子近似方法和失效粒子控制方法对 SPH-FEM 耦合方法仿真精度的影响，基于半流体侵彻与剪切冲塞模型总结了高速铅芯步枪弹侵彻钢靶的规律，主要结论如下：

（1）以 SPH 模拟发生大变形和失效的靶板核心区与弹头，以 FEM 法模拟仅小变形、受固定约束的靶板外周区的 SPH-FEM 耦合法能最准确地模拟高速铅芯步枪弹侵彻钢靶的过程。FEM 和 EFG 法受限于网格，必须删除失效单元，因此仿真过程中质量不守恒，导致侵彻阻力偏低、侵彻深度偏高，且不能准确模拟冲塞穿孔过程。

（2）初始光滑长度参数 CSLH 为 1.4，粒子近似方法为重整化近似 FORM 1，失效粒子控制方法为部分失效、不保留体积响应 IEROD 1 的参数组合能最有效地抑制 SPH 方法拉伸不稳定的缺陷，且具有较好的计算稳定性和效率。

（3）不同强度钢靶受高速铅芯弹侵彻的过程基本相同，主要分为半流体侵彻、背表面损伤、剪切冲塞三部分。侵彻初期弹头速度较高，与靶板相互侵蚀；靶体阻力约等于其抗压强度，靶体受力面积约为弹体头部截面积的两倍。侵彻过程中，靶板背表面受整体变形影响，主要承受拉应力，形成明显隆起并发生拉伸损伤。侵彻末期弹头因阻力而径向扩张，靶板受侵蚀而厚度减小，形成直径与弹体接近的柱形剪切破坏面并冲出塞块。中低强度靶的穿孔以半流体侵彻为主，侵彻末期除剪切冲塞以外伴有背表面拉伸破坏；高强度靶板的穿孔以剪切冲塞为主，半流体侵彻深度相对较低且与抗压韧性正相关，剪切破坏面较明显，背表面仅微小损伤而无破坏。

（4）Rosenberg 半流体侵彻—Recht 剪切冲塞模型可定性解释铅芯弹的穿甲原理，但受限于射弹结构的复杂性和模型自身的不准确性，精确、定量判断击穿与否仍依赖于仿真。

参 考 文 献

[1] Woods J K. The Evolution of the M855A1 5.56 mm Enhanced Performance Round, 1960-2010[J]. Army AL & T, 2010: 32.
[2] Knudsen P J T, Vigsnæs J S, Rasmussen R, et al. Terminal ballistics of 7.62 mm NATO bullets: experiments in ordnance gelatin[J]. International Journal of Legal Medicine, 1995, 108: 62-67.
[3] Pullen A, Kieser D C, Hooper G. A study into the viability of Synbone® as a proxy for Sus scrofa (domesticus) ribs for use with 5.56-mm open tip match ammunition in ballistic testing[J]. International Journal of Legal Medicine, 2021, 135: 521-526.
[4] Haight C, McNamara K, Courtney M. Does V50 Depend on Armor Mass?[R]. AIR FORCE ACADEMY COLORADO SPRINGS CO, 2012.
[5] SSAB. The steel you want between you and risk[EB/OL]. (2020-10-29)[2020-10-29]. https://ssabwebsitecdn.azureedge.net
[6] 陈京生,高永亮,孙葆森等.国外装甲钢及其标准发展现状[J].兵器装备工程学报,2020,41(10):1-9.
[7] Industeel. Mars® 380: Rolled Homogeneous Armor for ballistic protection & evaluation of armor-defeating ammunition [EB/OL]. (2022-03-01)[2023-07-02]. https://industeel.arcelormittal.com/wp-content/uploads/2022/07/DS-PROTECTION-MARS-380-EN-03-22.pdf
[8] Wiśniewski A, Pacek D. Flexible Modular Armour for Protection Against the 5.56× 45 mm SS109 Projectiles[J]. Problemy Mechatroniki: uzbrojenie, lotnictwo, inżynieria bezpieczeństwa, 2015, 6(2 (20)): 21-40.
[9] Kılıç N, Ekici B. Ballistic resistance of high hardness armor steels against 7.62 mm armor piercing ammunition[J]. Materials & Design, 2013, 44: 35-48.
[10] 李勇. 弹体侵彻过程仿真及影响因素分析[D].南京理工大学,2014.
[11] Børvik T, Dey S, Clausen A H. Perforation resistance of five different high-strength steel plates subjected to small-arms projectiles[J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(7): 948-964.
[12] Magier M, Żochowski P, Burian W. 35 "Ur" Type Anti-Tank Rifle: A Numerical Analysis of Armour Penetration of a World War II Tank[J]. Problemy Mechatroniki: uzbrojenie, lotnictwo, inżynieria bezpieczeństwa, 2019, 10(4 (38): 71-86.
[13] Coghe F, Nsiampa N, Rabet L, et al. Experimental and numerical investigations on the origins of the bodywork effect (K-Effect)[J]. Journal of Applied Mechanics, 2010, 77(5): 051801.
[14] Sherrill M, Powers R B, Courtney M, et al. Relative armor penetration of jacketed lead, solid copper, solid brass, and steel core bullets[R]. AIR FORCE ACADEMY COLORADO SPRINGS CO, 2012.
[15] Binar T, Sukac J, Silinger K, et al. The steel ballistic resistance directly affecting logistics-related expenditures[J]. ECS Transactions, 2015, 70(1): 187.
[16] Siriphala P, Veeraklaew T, Kulsirikasem W, et al. Validation of finite element models of bullet impact on high strength steel armors[J]. WIT Trans State of the Art Sci Eng, 2014, 75(1): 63-71.
[17] Borrvall T. A heuristic attempt to reduce transverse shear locking in fully integrated hexahedra with poor aspect ratio[C]//7th European LS-DYNA Conference, Salzburg. 2009.

[18] He Q G, Chen X, Chen J F. Finite element-smoothed particle hydrodynamics adaptive method in simulating debris cloud[J]. Acta Astronautica, 2020, 175: 99-117.
[19] 刘洋村.长杆弹高速侵彻过程中头形演化规律研究[D].西南科技大学,2022.
[20] Manes A, Serpellini F, Pagani M, et al. Perforation and penetration of aluminium target plates by armour piercing bullets[J]. International Journal of Impact Engineering, 2014, 69: 39-54.
[21] Bojanowski C. Numerical modeling of large deformations in soil structure interaction problems using FE, EFG, SPH, and MM-ALE formulations[J]. Archive of Applied Mechanics, 2014, 84(5): 743-755.
[22] Belytschko T, Lu Y Y, Gu L. Element - free Galerkin methods[J]. International journal for numerical methods in engineering, 1994, 37(2): 229-256.
[23] 门建兵, 蒋建伟, 王树有.爆炸冲击数值模拟技术基础[M].北京理工大学出版社,2015.
[24] 汪振,吴茂林,孙玉松.多介质 ALE 方法流固耦合影响因素及参数分析[J].计算机仿真,2021,38(02):18-23.
[25] 杨秀峰,刘谋斌.光滑粒子动力学 SPH 方法应力不稳定性的一种改进方案[J].物理学报,2012,61(22):261-268.
[26] Xu J, Hu W, Ren B, et al. Adaptive Smoothed Particle Hydrodynamics and Higher Order Kernel Function in LS-DYNA®[C]
[27] Liu J, Wu C, Li J, et al. Ceramic balls protected ultra-high performance concrete structure against projectile impact - A numerical study[J]. International Journal of Impact Engineering, 2019, 125: 143-162.
[28] Manes A, Bresciani L M, Giglio M. Ballistic performance of multi-layered fabric composite plates impacted by different 7.62 mm calibre projectiles[J]. Procedia Engineering, 2014, 88: 208-215.
[29] Peroni L, Scapin M, Fichera C, et al. Mechanical properties at high strain-rate of lead core and brass jacket of a NATO 7.62 mm ball bullet[C]//EPJ Web of Conferences. EDP Sciences, 2012, 26: 01060.
[30] Goh W L, Zheng Y, Yuan J, et al. Effects of hardness of steel on ceramic armour module against long rod impact[J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 109: 419-426.
[31] Holmquist T J, Templeton D W, Bishnoi K D. Constitutive modeling of aluminum nitride for large strain, high-strain rate, and high-pressure applications[J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 25(3): 211-231.
[32] Fras T, Murzyn A, Pawlowski P. Defeat mechanisms provided by slotted add-on bainitic plates against small-calibre 7.62 mm× 51 AP projectiles[J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 103: 241-253.
[33] Skoglund, P., M. Nilsson, and A. Tjernberg. "Fracture modelling of a high performance armour steel." Journal de Physique IV (Proceedings). Vol. 134. EDP sciences, 2006.
[34] Badurowicz P, Pacek D. Determining Ricocheting Projectiles' Temperature Using Numerical and Experimental Approaches[J]. Materials, 2022, 15(3): 928.
[35] SSAB. Data sheet 197 Armox 600T [DB/OL].(2017-04-19)[2017-04-19].www.ssab.com

[36] Giannaros E, Kotzakolios A, Kostopoulos V, et al. Hypervelocity impact response of CFRP laminates using smoothed particle hydrodynamics method: Implementation and validation[J]. International Journal of Impact Engineering, 2019, 123: 56-69.
[37] Lucy L B. A numerical approach to the testing of the fission hypothesis[J]. The astronomical journal, 1977, 82: 1013-1024.
[38] Gingold R A, Monaghan J J. Smoothed particle hydrodynamics: theory and application to non-spherical stars[J]. Monthly notices of the royal astronomical society, 1977, 181(3): 375-389.
[39] Scazzosi R, Giglio M, Manes A. Experimental and numerical investigation on the perforation resistance of double-layered metal shields under high-velocity impact of soft-core projectiles[J]. Engineering Structures, 2021, 228: 111467.
[40] Holmquist T J, Johnson G R, Gooch W A. Modeling the 14.5 mm BS41 projectile for ballistic impact computations[J]. S. Syngellakis, Projectile Impact: Modelling Techniques and Target Performance Assessment, 2014: 73-87.
[41] Little D, Burkins M, Paras J. Evaluation of Surrogate 14.5-mm BS41 Armor-Piercing Projectiles[R]. DEVCOM Army Research LaboratoryBurkins Armor Consulting, LLC, 2020.
[42] Barényi I, Majerík J, Bezecný J, et al. Material and Technological Aspects while Processing of Selected Ultra High Strength Steel[J]. Manufacturing Technology, 2019, 19(2): 184-189.
[43] Frueh P, Heine A, Riedel W. Assessment of the protective properties of two different UHA steels based on material testing and numerical simulation[J]. Procedia engineering, 2017, 197: 119-129.
[44] Tate A. Long rod penetration models—Part II. Extensions to the hydrodynamic theory of penetration[J]. International Journal of mechanical sciences, 1986, 28(9): 599-612.
[45] Rosenberg Z, Kositski R, Malka-Markovitz A. The effective strength of metallic plates perforated by rigid projectiles[J]. International Journal of Impact Engineering, 2018, 121: 35-43.
[46] 中华人民共和国国家标准　黑色金属硬度及强度换算值GB/T1172-1999代替GB/T1172-1974[J]. 理化检验(物理分册),2001(09):406-409.
[47] Hedjeres S, Tria D E, BOUDIAF A, et al. The influence of plasma nitriding hardness treatment on the dynamic compressive behavior of the Hardox 400 at a wide temperature range[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications, 2023, 237(4): 867-885.
[48] Niezgoda T, Morka A. On the numerical methods and physics of perforation in the high-velocity impact mechanics[J]. World J Eng, 2009, 1.
[49] Tria D E, Trębiński R. Methodology for experimental verification of steel armour impact modelling[J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 100: 102-116.

[50] Trajkovski J, Kunc R, Pepel V, et al. Flow and fracture behavior of high-strength armor steel PROTAC 500[J]. Materials & Design (1980-2015), 2015, 66: 37-45.
[51] SSAB. Armox® 560T [EB/OL]. ()[2023-07-07]. https://www.ssab.com/en/brands-and-products/armox/product-offer/armox-560t
[52] Børvik T, Dey S, Clausen A H. Perforation resistance of five different high-strength steel plates subjected to small-arms projectiles[J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(7): 948-964.
[53] https://www.yumpu.com/en/document/read/11500159/domex-protect-500-hot-rolled-ballistic-protection-steel-ssab
[54] https://www.ssab.com/en-gb/brands-and-products/hardox/product-program/400
[55] Alekseevskii V P. Penetration of a rod into a target at high velocity[J]. Combustion, explosion and shock waves, 1966, 2(2): 63-66.
[56] Tate A. A theory for the deceleration of long rods after impact[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1967, 15(6): 387-399.
[57] Rosenberg Z, Marmor E, Mayseless M. On the hydrodynamic theory of long-rod penetration[J]. International Journal of Impact Engineering, 1990, 10(1-4): 483-486.
[58] 王猛,杨明川,荣光等.穿甲过程中钨合金杆式弹失效模式及数值模拟[J].稀有金属材料与工程,2015,44(09):2170-2174.
[59] 张清源. 长杆弹斜侵彻模型及仿真技术研究[D].国防科技大学,2020.
[60] Recht R F, Ipson T W. Ballistic perforation dynamics[J]. 1963.

附录 A　k 文件主要内容

本节为经第 2 节优化后的 990 m/s M193 侵彻 6 mm Armox 600 靶 k 文件，不包含过于冗长的节点/粒子（*NODE）、单元（*ELEMENT_SPH 和*ELEMENT_SOLID）和节点集（*SET_NODE_LIST）关键字

```
*KEYWORD
*CONTROL_BULK_VISCOSITY
$#        q1          q2        type       btype      tstype
         1.5        0.06          -2           0           0
*CONTROL_CONTACT
$   slsfac    rwnpal    islchk    shlthk    penopt    thkchg     orien    enmass
       0.3       0.0         1         1         1         0         2         0
$   usrstr   usrfric     nsbcs    interm     xpene     ssthk      ecdt   tiedprj
         0         0         0         0       0.0         0         0         0
$    sfric     dfric       edc       vfc        th     th_sf    pen_sf    unused
       0.0       0.0       0.0       0.0       0.0       0.0       0.0
$   ignore    frceng   skiprwg    outseg   spotstp   spotdel   spothin   unused1
         2         1         0         1         0         1       0.5
$     isym    nserod    rwgaps    rwgdth     rwksf      icov    swradf    ithoff
         0         0         1       0.0       0.0         0       0.0         0
$   shledg    pstiff    ithcnt    tdcnof     ftall                       unused2
         1         0         0         0         1                         0.0
*CONTROL_HOURGLASS
$      ihq        qh                                                     unused1
         5      0.05
*CONTROL_SPH
$     ncbs     boxid        dt      idim    memory      form     start     maxav
         1         01.00000E20         3       150         1       0.01.00000E18
$     cont     deriv       ini     ishow     ierod     icont     iavis     isymp
         0         0         0         1         1         0         0       100
$     ithk     istab        ql                                            unused
         1
*CONTROL_TERMINATION
$   endtim    endcyc     dtmin    endeng    endmas                        unused
5.00000E-5         0     0.001       0.0  100000.0         0
*CONTROL_TIMESTEP
$   dtinit    tssfac      isdo    tslimt     dt2ms      lctm     erode     ms1st
       0.0       0.6         0       0.0       0.0         0         1         0
```

```
$   dt2msf    dt2mslc      imscl                                                        unused
       0.0          0           0                            0.0
*DATABASE_GLSTAT
$#        dt      binary        lcur       ioopt
6.00000E-8           3           0           1
*DATABASE_MATSUM
$#        dt      binary        lcur       ioopt
6.00000E-8           3           0           1
*DATABASE_BINARY_D3PLOT
$#        dt        lcdt        beam       npltc      psetid
5.00000E-7           0           0           0           0
$#     ioopt
          0
*DATABASE_EXTENT_BINARY
$#     neiph       neips      maxint      strflg      sigflg      epsflg      rltflg      engflg
          6           0           0           0           1           1           1           1
$#    cmpflg      ieverp      beamip       dcomp        shge       stssz      n3thdt     ialemat
          0           0           0           1           1           1           2           0
$# nintsld     pkp_sen        sclp       hydro       msscl       therm      intout      nodout
          0           0         0.0           0           2           0
*BOUNDARY_SPC_SET
$#      nsid         cid        dofx        dofy        dofz       dofrx       dofry       dofrz
          1           0           1           1           1           1           1           1
*CONTACT_TIED_NODES_TO_SURFACE
$#      ssid        msid       sstyp       mstyp      sboxid      mboxid         spr         mpr
         12           1           3           3           0           0           0           0
$#        fs          fd          dc          vc         vdc      penchk          bt          dt
       0.0         0.0         0.0         0.0        10.0           0         0.01.00000E20
$#       sfs         sfm         sst         mst        sfst        sfmt         fsf         vsf
       1.0         1.0         0.0         0.0         1.0         1.0         1.0         1.0
$       soft     softscl      lcidab      maxpar       sbopt       depth       bsort      frcfrq
          2           0           0           0           3           5           0           0
$   penmax      tkhopt      shlthk       snlog        isym       i2d3d      sldthk      sldstf
          0           0           0           0           0           0           0           0
*PART
$#                                                                                       title
Component1\out
$#       pid       secid         mid       eosid        hgid        grav      adpopt        tmid
          1           1           1           1           0           0           0           0
```

```
*SECTION_SOLID
$#    secid    elform       aet
          1         1         0
*MAT_JOHNSON_COOK
$#      mid        ro         g         e        pr       dtf        vp    rateop
          17.85000E-9   79230.0  206000.0       0.3       0.0       0.0       0.0
$#        a         b         n         c         m        tm        tr      epso
     1580.0     958.0     0.175   0.00877     0.712   1537.85      22.0       1.0
$#       cp        pc     spall        it        d1        d2        d3        d4
4.520000E8        0.0       2.0       0.0      -0.4       1.5      -0.5       0.0
$#       d5      c2/p      erod     efmin    numint
        0.0       0.0        01.00000E-6       0.0
*EOS_GRUNEISEN
$#    eosid         c        s1        s2        s3     gamao         a        e0
          1   4570000      1.49       0.0       0.0      1.93       0.0       0.0
$#       v0
        0.0
*PART
$#                                                                       title
in1
$#      pid     secid       mid     eosid      hgid      grav    adpopt      tmid
         12         5         1         1         0         0         0         0
*SECTION_SPH
$#    secid      cslh      hmin      hmax    sphini     death     start   sphkern
          5       1.4       0.2       3.0       0.01.00000E20        0.0         1
*PART
$#                                                                       title
jacket
$#      pid     secid       mid     eosid      hgid      grav    adpopt      tmid
         13         5         3         3         0         0         0         0
*MAT_JOHNSON_COOK
$#      mid        ro         g         e        pr       dtf        vp    rateop
          38.80000E-9   43890.0  115000.0      0.31       0.0       0.0       0.0
$#        a         b         n         c         m        tm        tr      epso
     111.69    504.69      0.42     0.009      1.68    915.85      22.05.00000E-4
$#       cp        pc     spall        it        d1        d2        d3        d4
3.760000E8        0.0       2.0       0.0       0.0      2.65     -0.62      0.28
$#       d5      c2/p      erod     efmin    numint
        0.0       0.0        01.00000E-6       0.0
```

```
*EOS_GRUNEISEN
$#    eosid         c        s1        s2        s3     gamao         a        e0
          3   3940000      1.49       0.0       0.0      1.97       0.0       0.0
$#       v0
        0.0
*PART
$#                                                                          title
core
$#      pid     secid       mid     eosid      hgid      grav    adpopt      tmid
         14         5         4         4         0         0         0         0
*MAT_JOHNSON_COOK
$#      mid        ro         g         e        pr       dtf        vp    rateop
          41.13400E-8    7000.0   20090.0     0.435       0.0       0.0       0.0
$#        a         b         n         c         m        tm        tr      epso
        1.0      63.0     0.163      0.41         1    326.85    22.05.00000E-4
$        cp        pc     spall        it        d1        d2        d3        d4
1.690000E8        0.0       2.0       0.0       2.0      1.77      -3.4       0.0
$        d5       c2p                                                      unused
        0.0       0.0       01.00000E-6       0.0
*EOS_GRUNEISEN
$#    eosid         c        s1        s2        s3     gamao         a        e0
          4   2006000     1.429       0.0       0.0      2.74       0.0       0.0
$#       v0
        0.0
*INITIAL_VELOCITY_GENERATION
$#nsid/pid      styp     omega        vx        vy        vz     ivatn      icid
         13         2   19314.8       0.0       0.0  990000.0         0        93
$#       xc        yc        zc        nx        ny        nz     phase    irigid
        0.0       0.0       0.0       0.0       0.0       0.0         0         0
$       sid      styp     omega        vx        vy        vz     ivatn      icid
         14         2   19314.8       0.0       0.0  990000.0         0        93
$        xc        yc        zc        nx        ny        nz     phase   unused2
        0.0       0.0       0.0       0.0       0.0       0.0         0         0
*DEFINE_COORDINATE_SYSTEM
$#      cid        xo        yo        zo        xl        yl        zl      cidl
         93       0.0       0.0       0.0       1.0       0.0       0.0         0
$#       xp        yp        zp
        0.0       1.0       0.0
```

修改记录

一、毕业论文（设计）内容重要修改记录

指导教师：

1）扩充理论建模章

2）调整附录 A 格式

评阅教师：

1）修改公式缩进格式

2）调整图表格式

答辩委员会：

1）扩充摘要

2）修改页眉格式

二、毕业论文（设计）外文翻译修改记录

1）修改图表标题格式

2）调整标题分级格式

三、毕业论文（设计）正式检测重复比

总文字复制比 1.7%，重复字数 529

记录人（签字）：王秋悦

指导教师（签字）：蒋其乐

致　　谢

本论文是在大连理工大学机械工程学院薄其乐工程师和工程力学系韩啸副教授的指导下悉心完成的。在论文完成之际，这里有一份简短的致谢名单：

首先，要感谢大连理工大学机械工程学院四年来对我的培养。没有学校的支持，学业论文的完成是难以想象的。

其次，最要感谢的是工程力学系韩啸老师在研究工作上的悉心指导。在这里，我获得了作为一名普通的本科生本不可能取得的学术成就。不仅收获了科研上的技术知识，也学到了做研究的思路和方法。

随后，要感谢两年半来工程力学系李晓杰教授对我的关怀和帮助，在初入本研究领域时为我提供基础的技术指导和研究方向的指引。

最后，感谢北京市京源学校秦雯和赵晶老师的长期支持与鼓励。

愿未来能为高速侵彻领域的研究贡献自己的一份力量。